ORSAY
N° d'ordre : 489

THESE

PRESENTEE

A L'UNIVERSITE DE PARIS-SUD
CENTRE D'ORSAY

POUR OBTENIR

LE TITRE DE DOCTEUR INGENIEUR

par

Michèle TALLEC

SIMULATION NUMERIQUE DE GRANDS SYSTEMES : APPLICATION A UNE CENTRALE NUCLEAIRE A EAU PRESSURISEE

Soutenue le 29 juin 1981, devant la Commission d'Examen

MM.	PICINBONO	Président
	VIAULT WEILL JOVER ZWINGELSTEIN	Examinateurs

ORSAY
N° d'ordre : 489

THESE

PRESENTEE

A L'UNIVERSITE DE PARIS-SUD
CENTRE D'ORSAY

POUR OBTENIR

LE TITRE DE DOCTEUR INGENIEUR

par

Michèle TALLEC

SIMULATION NUMERIQUE DE GRANDS SYSTEMES : APPLICATION A UNE CENTRALE NUCLEAIRE A EAU PRESSURISEE

Soutenue le 29 juin 1981, devant la Commission d'Examen

MM.	PICINBONO	Président
	VIAULT WEILL JOVER ZWINGELSTEIN	Examinateurs

UNIV.
LEIDEN
BIBL.

AVANT-PROPOS

Je tiens à exprimer toute ma gratitude à Monsieur PICINBONO, Directeur du Laboratoire d'Analyse des Signaux et Systèmes, Professeur à l'Université de Paris-Sud, pour avoir bien voulu accepter la direction de ce travail et la présidence de ce jury.

Je remercie le Commissariat à l'Energie Atomique, et en particulier Monsieur WEILL, Chef du Département d'Electronique et d'Instrumentation Nucléaire et Monsieur JOVER, Chef du Service d'Electronique pour les Applications Industrielles qui m'ont permis d'entreprendre cette thèse en m'accueillant dans leurs services. Je leur suis par ailleurs reconnaissante de bien avoir voulu siéger à ce jury.

Je tiens également à remercier Monsieur VIAULT, pour avoir accepté de juger mon travail en participant au jury.

J'exprime ma profonde reconnaissance à Monsieur ZWINGELSTEIN pour l'aide constante et le soutien amical qu'il m'a apportés tout au long de ce travail.

Mes remerciements vont également à Monsieur THONNET, qui s'est chargé de la partie matérielle de cette étude, à Mesdames BONOUVRIER et CHARRAVIN pour leur aide pour la publication de ce document, et à Madame BONGUET qui en a assuré la frappe avec beaucoup de conscience professionnelle.

Je tiens enfin à remercier les ingénieurs et techniciens du laboratoire et tout particulièrement Messieurs POUJOL, DEAT, ANASTASIOU, GUILLIER et JANOT pour les conseils qu'ils m'ont prodigués, ainsi que pour l'amitié et la sympathie qu'ils m'ont témoignées.

xxxxxxxxxxx

Digitized by the Internet Archive
in 2026

https://archive.org/details/IA41547326_0035

TABLE DES MATIERES

Page

Chapitre I : UTILITE DE LA SIMULATION

I.1. Utilité de la simulation d'une centrale nucléaire 1
I.2. Limitations de la modélisation 2
I.3. La filière à eau ordinaire sous pression 3

Chapitre II : MODELISATION MATHEMATIQUE DE LA CENTRALE

II.1. Les éléments simulés. Description et rôle 7
II.1.1. Le coeur 7
II.1.2. Les générateurs de vapeur 9
II.1.3. Le pressuriseur 9
II.1.4. La régulation de température moyenne 12
II.1.5. La régulation de pression primaire 14
II.1.6. La régulation du niveau du pressuriseur 16
II.1.7. La régulation du niveau des générateurs de vapeur 16

II.2. Mise en équations 18
II.2.1. Le coeur 18
II.2.2. Le générateur de vapeur 20
II.2.3. La régulation de température moyenne 22
II.2.4. La régulation du niveau d'un générateur de vapeur 26
II.2.5. Le pressuriseur et ses régulations 30
II.2.6. Le débit d'expansion 46

II.3. Les calculs en régime statique 50
II.3.1. Nécessité du calcul du régime statique 50
II.3.2. Régime initial du générateur de vapeur 51
II.3.3. Régime initial du pressuriseur 52

Chapitre III : IMPLANTATION SUR MINI-ORDINATEUR

III.1. Le calculateur utilisé 55
III.2. Avantages et inconvénients d'un mini-ordinateur 57
III.3. Les algorithmes d'intégration numérique 63
III.3.1. Description succincte des algorithmes étudiés 64
III.3.2. Problèmes de stabilité et de précision 69
III.3.3. Comparaison entre les différentes méthodes 70

Page

Chapitre IV : LE SIMULATEUR REALISE

IV.1. Description du logiciel 73
IV.2. Le panneau de commande 78
IV.2.1. Les entrées tout ou rien 78
IV.2.2. Les entrées analogiques 79
IV.2.3. Les sorties tout ou rien 79
IV.2.4. Les sorties analogiques 80

Chapitre V : VALIDATION DES MODELES

V.1. Nécessité de la validation 83
V.2. Validation du modèle de pressuriseur 85
V.2.1. Modèle isolé 85
V.2.2. Le débit d'expansion 89
V.2.3. Essai sur un transitoire réel 95
V.2.4. Comparaison entre un modèle équilibré et le modèle précédent 95
V.3. Le couplage des générateurs de vapeur 98
V.4. Le modèle global 100
V.4.1. Test sur une montée de puissance 107
V.4.2. Test sur une baisse de puissance 108

V.5. Conclusion des essais 119

CONCLUSION 121

BIBLIOGRAPHIE 123

ANNEXE 1 : Le modèle de coeur 127

ANNEXE 2 : La modélisation des générateurs de vapeur 131

ANNEXE 3 : Simulation des tables de l'eau 145

ANNEXE 4 : Logiciel pour les entrées-sorties 157

ooooooo

Chapitre I

UTILITE DE LA SIMULATION

I.1. UTILITE DE LA SIMULATION D'UNE CENTRALE NUCLEAIRE.

Une centrale nucléaire est un processus physique dont le fonctionnement est complexe et difficile à appréhender par l'esprit humain. Le développement des techniques de modélisation a permis, par des simulations réalisées sur calculateur, d'acquérir une meilleure connaissance des phénomènes mis en cause.

De nombreux simulateurs ont déjà été construits. Citons celui qu'Electricité de France a fait implanter à Bugey [10] et qui sert principalement à entraîner les techniciens et ingénieurs qui seront amenés à travailler sur une centrale nucléaire. Ce simulateur permet d'autre part aux chercheurs d'Electricité de France de vérifier leurs théories ou de mettre au point de nouvelles chaînes de régulation.

Notre but n'est pas de réaliser un tel simulateur, qui prend en compte presque tous les éléments de la centrale, y compris les circuits de sécurité. Nous cherchons à reproduire, le plus fidèlement possible, l'évolution des grandeurs les plus importantes de la centrale, en fonctionnement normal. Ce simulateur sera plus particulièrement destiné à l'enseignement ou à l'étude de l'influence de certains paramètres.

Il nous a donc fallu définir les grandeurs les plus intéressantes. Nous avons choisi de nous limiter aux éléments essentiels de la centrale et de simuler uniquement les sécurités les plus importantes : arrêt d'urgence, ouverture des vannes du pressuriseur, alarme de niveau bas ou haut dans le générateur de vapeur,

par exemple. L'apparition de ces défauts arrête la simulation en cours, car les modèles utilisés ne peuvent traduire l'évolution des grandeurs en fonctionnement incidentel.

Pour qu'il soit utilisable pour l'enseignement, ce simulateur doit posséder les caractéristiques suivantes :

- simulation en temps réel,
- modification d'un grand nombre de paramètres, en particulier ceux des régulations pour pouvoir juger de l'influence de chacun,
- possibilité d'étudier chacun des éléments de la centrale isolément, si on s'intéresse plus particulièrement à un composant précis. Par exemple, l'influence du coefficient du modérateur peut se juger sur le modèle du coeur seul,
- régulations en ou hors service, en fonction du choix de l'utilisateur,
- possibilité d'entrer manuellement certaines consignes de pilotage,
- visualisation, pendant la simulation, d'un certain nombre de grandeurs, choisies par l'utilisateur,
- sortie sur traceur de courbes, à la fin de la simulation, de l'évolution des grandeurs choisies (qui ne sont pas nécessairement les mêmes que celles visualisées en cours d'exécution),
- modélisation modulaire, permettant de modifier les paramètres d'un bloc sans toucher aux autres.

Evidemment, ces critères nous conduisent à certaines limitations dans l'utilisation : nous les détaillons ci-après.

I.2. LIMITATIONS DE LA MODELISATION.

Comme nous l'avons défini plus haut, nous cherchons à réaliser un simulateur représentant le comportement global d'une centrale nucléaire, en cas de fonctionnement normal ou faiblement incidentel.

Il est donc hors de question de chercher à observer, en utilisant ce modèle, l'évolution de grandeurs non prises en compte pour le réaliser. Le modèle du coeur, par exemple, est un modèle point et ne permettra pas de mettre en évidence un déséquilibre axial.

En outre, de façon à pouvoir réaliser cette simulation en temps réel, nous avons choisi de mettre au point des modèles linéaires ou, au moins, linéarisés autour d'un point de fonctionnement connu. Ceci n'étant pas représentatif de la réalité (le pressuriseur et les générateurs de vapeur, en particulier, ont un comportement non-linéaire), ces modèles ne peuvent être utilisés que dans le cas de transitoires de faible amplitude autour du point d'équilibre

I.3. LA FILIERE A EAU ORDINAIRE SOUS PRESSION (PWR = Pressurized Water Reactor) [1].

La filière à eau ordinaire (dite souvent à eau légère, par opposition à l'eau lourde) utilise l'eau comme caloporteur et comme modérateur. Cette filière connaît actuellement un essor considérable et constitue l'essentiel des réacteurs électronucléaires construits en Europe et aux Etats-Unis (il est prévu, en France, 31 tranches de 900 MWe et 5 tranches de 1300 MWe en 1985).

L'utilisation de l'eau comme modérateur impose l'uranium enrichi comme combustible, l'eau capturant très facilement les neutrons. Par contre, l'eau a un grand pouvoir ralentisseur, grâce à l'hydrogène qu'elle contient. Une faible quantité d'eau suffit donc à modérer la réaction en chaîne (le rapport modérateur à combustible est de 2,5 pour un réacteur de type PWR contre 60 pour un réacteur à graphite et uranium naturel).

Contrairement aux centrales du type BWR (à eau bouillante), l'eau qui joue le rôle de modérateur n'est pas à saturation dans une centrale PWR. Il est donc nécessaire de constituer deux circuits d'eau séparés, l'un dit circuit primaire qui permettra de refroidir le coeur, l'autre, dit circuit secondaire, d'alimenter en vapeur le turbo-alternateur.

Pour éviter que l'eau du circuit primaire n'entre en ébullition, tout en conservant une température élevée, il faut maintenir cette eau sous pression. Cette eau, à la sortie du coeur, traverse un échangeur de chaleur (générateur de vapeur) où elle cède son énergie à l'eau du circuit secondaire. La vapeur ainsi générée va alors alimenter une turbine, elle-même couplée à un alternateur.

Si ce cycle paraît plus compliqué que celui d'une centrale à eau bouillante, la séparation des circuits secondaire et primaire permet d'assurer en conditions normales de fonctionnement, un bon confinement des matières radioactives véhiculées par l'eau primaire. Une enceinte est construite autour du circuit primaire comprenant (pour un réacteur de puissance 900 MWe), le réacteur, trois pompes primaires, trois générateurs de vapeur, un pressuriseur et les circuits annexes. Cette enceinte sert à protéger l'environnement contre la dispersion de produits radioactifs, en cas de rupture accidentelle d'une tuyauterie. Vu la pression élevée (155 bars) à laquelle est soumis l'ensemble du circuit, les dimensions des différents composants sont impressionnantes et conduisent à une enceinte de confinement de grandes dimensions.

Comme pour une centrale BWR, le combustible se trouve sous forme de pastilles d'oxyde uranium (enrichi à 3% d'uranium 235) empilées dans des tubes de zirconium formant la gaine. Ces crayons sont regroupés en assemblages. La manutention du combustible se fait sur ces assemblages.

Le renouvellement du combustible se fait à l'arrêt du réacteur, environ tous les ans. Pour les PWR, on ne renouvelle qu'un tiers du combustible à la fois. La durée de vie de celui-ci est donc de trois ans.

Le contrôle du réacteur se fait par l'intermédiaire de grappes de matériaux absorbants qui prennent la place des crayons combustibles de certains assemblages et qui sont plus ou moins insérés dans le coeur.

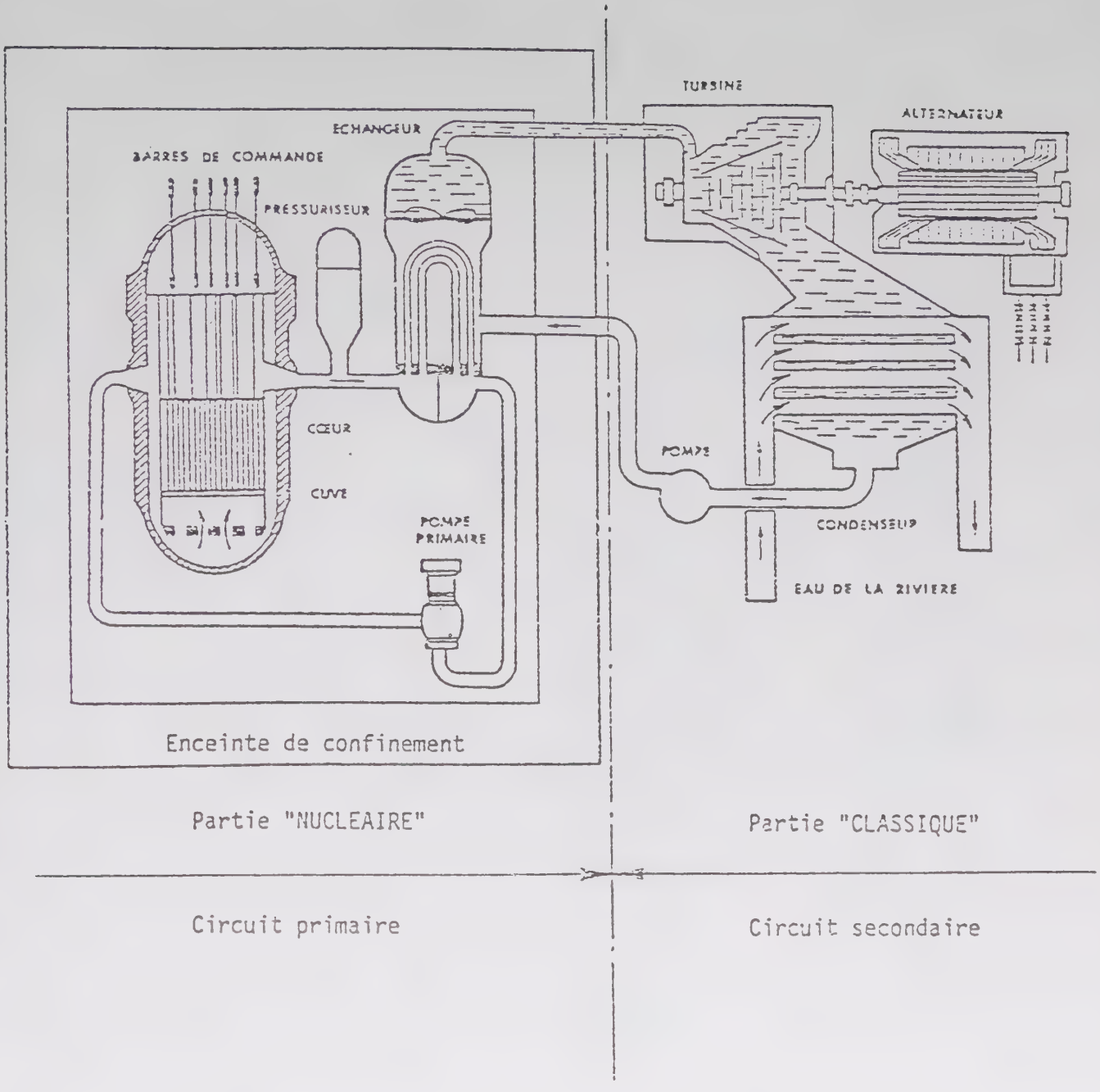


Fig. 1 - Schéma de principe d'une tranche nucléaire PWR 900 MWe.

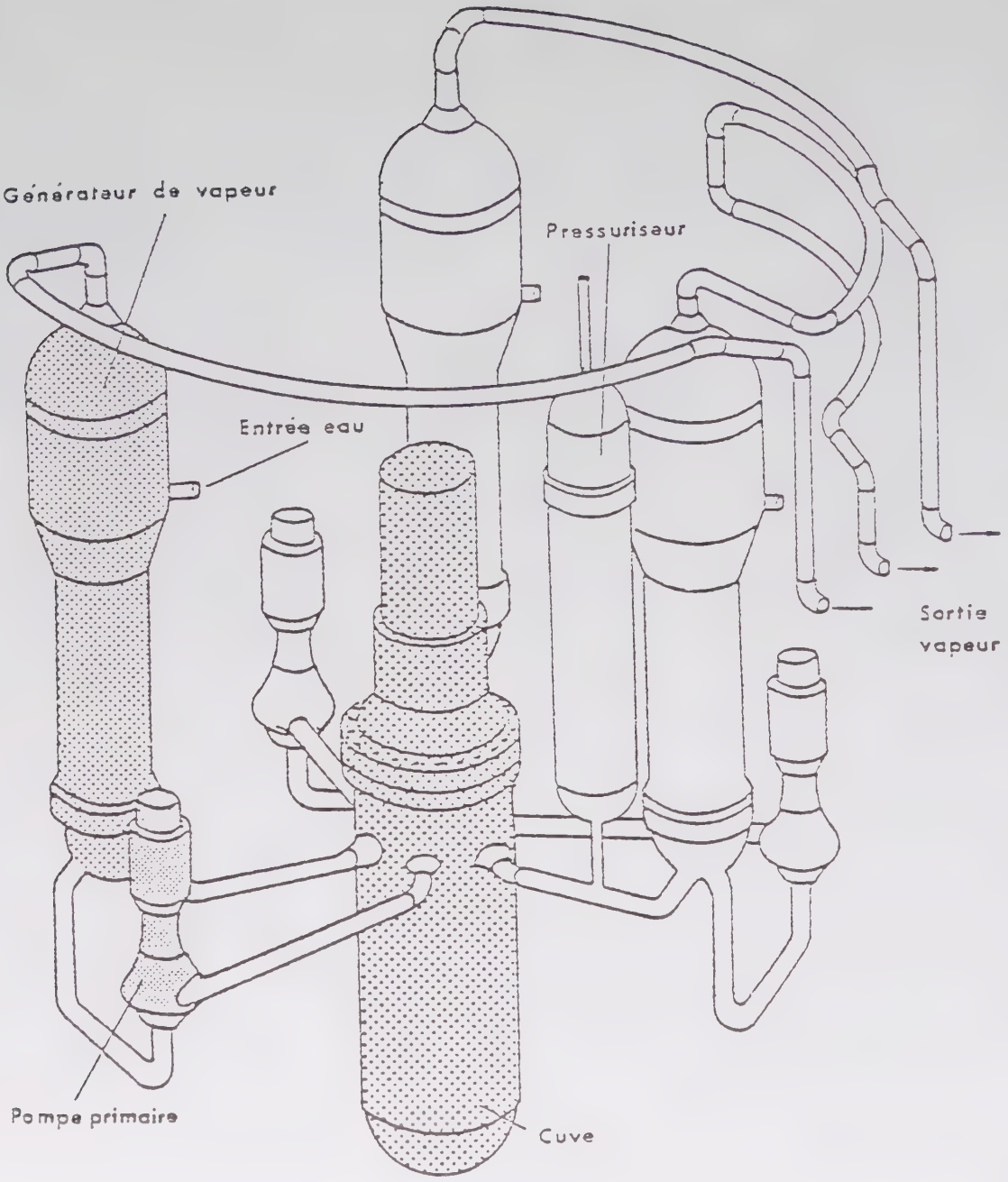


Fig. 2 - Schéma de principe d'une tranche nucléaire PWR 900 MWe : les boucles primaires.

Chapitre II

MODELISATION MATHEMATIQUE DE LA CENTRALE

II.1. LES ELEMENTS SIMULES. DESCRIPTION ET ROLE.

Le modèle global que nous cherchons à établir est destiné plus particulièrement à l'enseignement. Il faut donc qu'il permette une bonne compréhension des phénomènes les plus importants mis en jeu pendant des régimes transitoires normaux ou incidentels .
Une description fine de tous les éléments de la centrale est d'autant moins nécessaire qu'elle risque de mettre l'accent sur des détails, au lieu de mettre en évidence les aspects essentiels du comportement de la centrale.

Nous avons donc choisi de simuler uniquement les éléments suivants : le coeur, le pressuriseur, deux générateurs de vapeur, et les chaînes de régulation de la pression primaire, du niveau primaire, de la température moyenne primaire et du niveau d'eau de chaque générateur de vapeur.

Nous décrivons brièvement ci-dessous le rôle et le fonctionnement physique de chacun de ces éléments avant d'en expliquer la mise en équations de façon détaillée.

II.1.1. Le coeur.

Le coeur réalise la réaction nucléaire contrôlée qui produit l'énergie nécessaire au fonctionnement de la tranche sous forme de chaleur, selon les besoins de l'utilisation.

Il est formé de 157 assemblages combustibles de section carrée. Chaque assemblage est réalisé suivant un réseau orthogonal 17×17. Les 289 sections de ce réseau comportent :

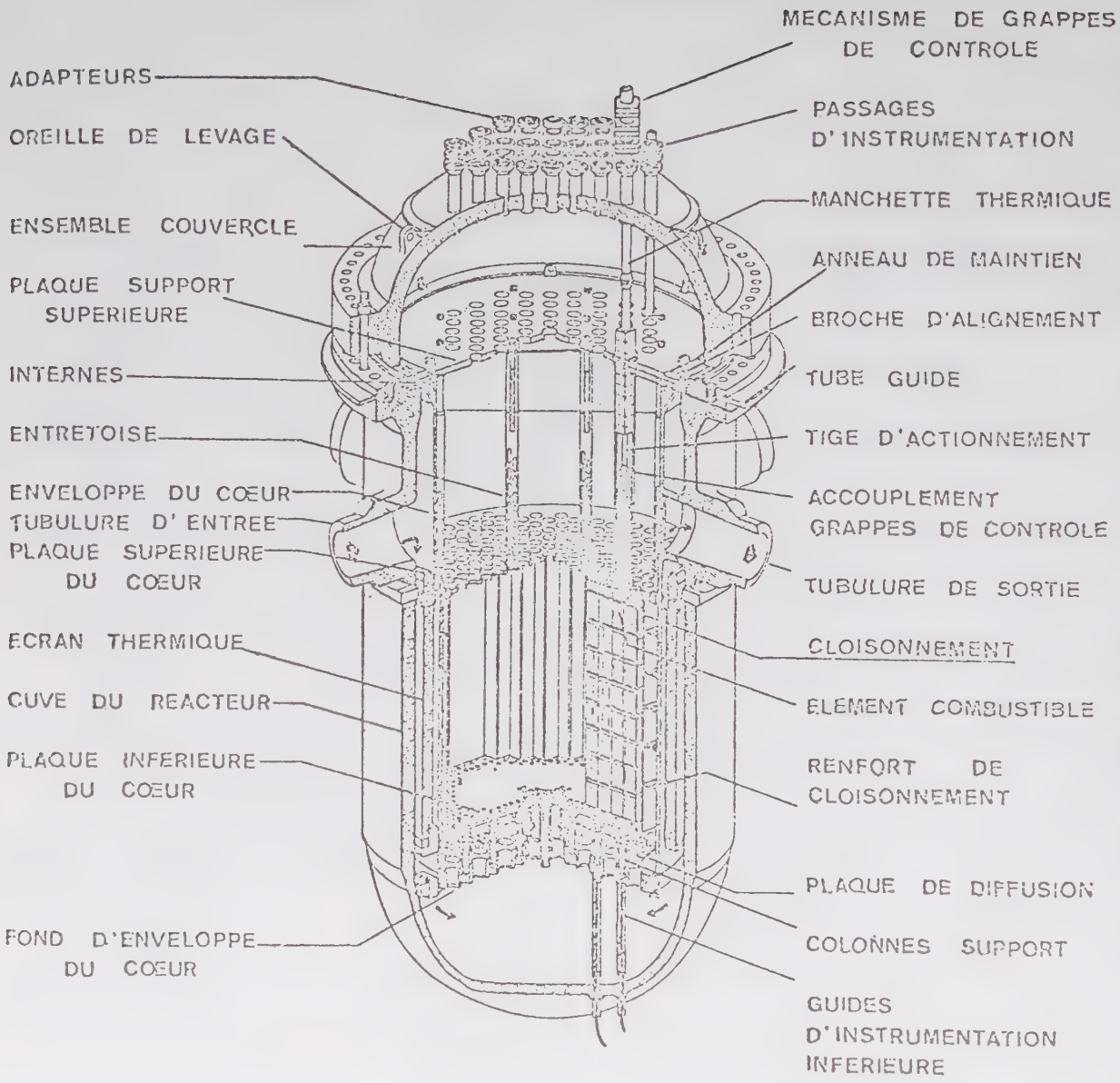


Fig. 3 - Cuve du réacteur et instruments internes.

- 264 crayons combustibles,
- 24 tubes guides destinés à recevoir les crayons de grappes,
- 1 fourreau d'instrumentation du coeur, occupant la position centrale.

Le coeur est fixé dans la cuve du réacteur. Le fluide caloporteur (ici l'eau ordinaire pressurisée à 155 bars) descend le long de la cuve puis est réparti à la base des assemblages par la plaque inférieure de coeur. Il remonte le long des assemblages et reçoit la chaleur dégagée dans les crayons combustibles.

A puissance nominale, l'écart de température entre l'eau qui entre dans le coeur et celle qui en sort est de 37°C.

Le débit d'eau primaire, qui est constant, est de 1200 kg/s.

II.1.2. Les générateurs de vapeur.

Ce sont des évaporateurs à cuve verticale et tubes en U inversés. Le fluide primaire, sortant du coeur, entre dans la boîte à eau d'entrée, située dans le fond hémisphérique inférieur, parcourt les tubes en échangeant de la chaleur avec l'eau du circuit secondaire qui les entoure et ressort par la boîte à eau de sortie, séparée de celle d'entrée par une simple cloison verticale.

L'eau secondaire qui entre dans le générateur de vapeur y est donc chauffée. Une certaine partie se vaporise donc et cette vapeur, collectée dans le dôme de vapeur, sert à alimenter une turbine classique, elle-même couplée à un alternateur.

II.1.3. Le pressuriseur.

C'est une cuve cylindrique verticale qui est reliée aux canalisations de liaison entre coeur et générateurs de vapeur par :

- la ligne d'expansion qui relie le fond du pressuriseur à l'une des branches chaudes, et qui permet l'entrée dans le pressuriseur de l'eau du circuit primaire ;

- deux lignes dites d'aspersion, reliées à deux des branches froides qui permettent d'amener de l'eau froide dans le pressuriseur, quand la pression dépasse une valeur maximale.

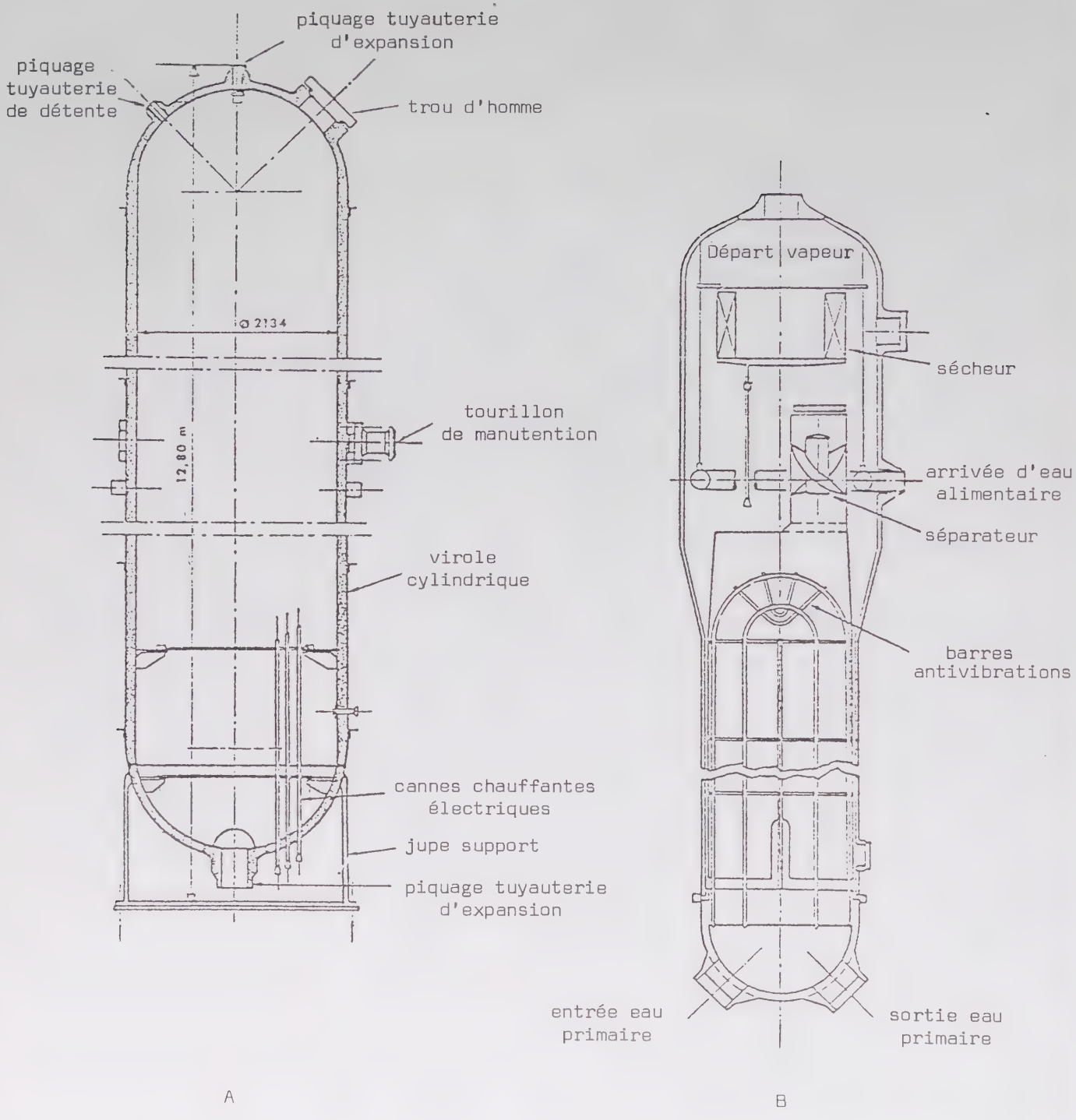


Fig. 4A - Schéma en coupe du pressuriseur.

Fig. 4B - Schéma en coupe d'un générateur de vapeur.

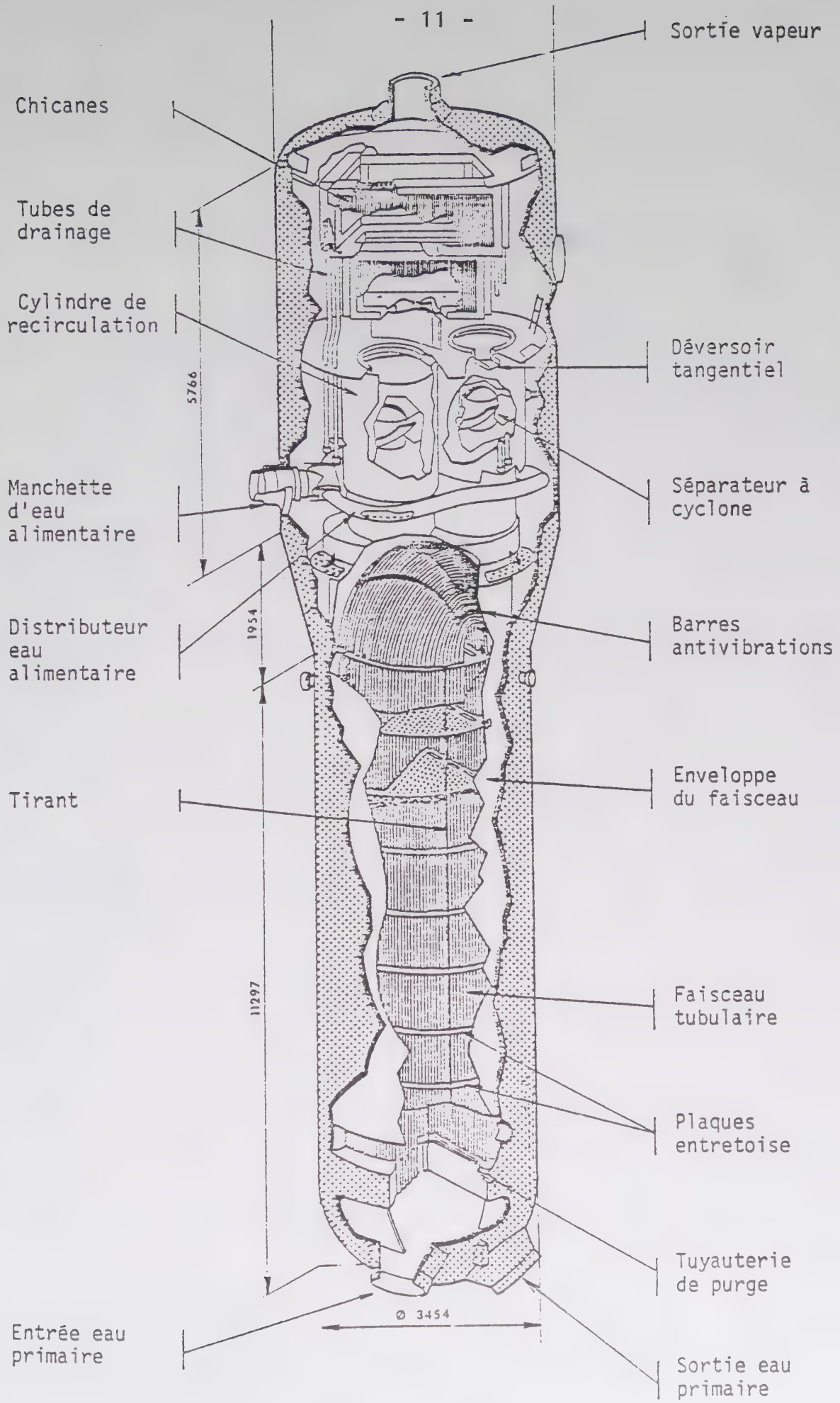


Fig. 5 - Générateur de vapeur.

La pression primaire est contrôlée par l'eau et la vapeur maintenues à l'équilibre thermodynamique (état de saturation) par divers dispositifs.

II.1.4. La chaîne de régulation de la température moyenne du primaire.

Cette régulation a pour objet d'ajuster automatiquement la puissance neutronique du coeur à la puissance électrique du groupe turbo-alternateur, qui est le paramètre directeur réglé par l'opérateur et éventuellement modifié par le téléréglage, en agissant sur l'importance de la pénétration des grappes de contrôle dans le coeur.

Pour réaliser cette action, on a choisi de définir une régulation basée sur le maintien de la température moyenne primaire à une valeur constante variant avec la charge, ce qui permet d'obtenir des caractéristiques de vapeur secondaire peu décroissantes avec la charge et qui varient linéairement.

Le coefficient d'augmentation de la consigne de température moyenne en fonction de la charge a été défini en faisant un compromis entre les considérations suivantes :

- il est nécessaire d'obtenir de bonnes caractéristiques de vapeur, quelle que soit la charge, car c'est cela qui détermine le rendement thermique ;

- la température moyenne du primaire ne doit pas trop varier quand la charge varie, car cela conduirait à un pressuriseur de grandes dimensions pour pouvoir absorber les variations du volume primaire ;

- les générateurs de vapeur ne peuvent être surdimensionnés, en raison de leur encombrement. Les réserves de vapeur sont donc réduites au minimum et la réserve d'énergie est alors assurée par le circuit primaire, ce qui nécessite de maintenir la température moyenne.

Dans le cas d'une augmentation de charge, la chaîne de régulation de température enregistre un écart entre la température moyenne réelle et la température moyenne de consigne qui a évolué en suivant la charge de la turbine. Cet écart commande la montée

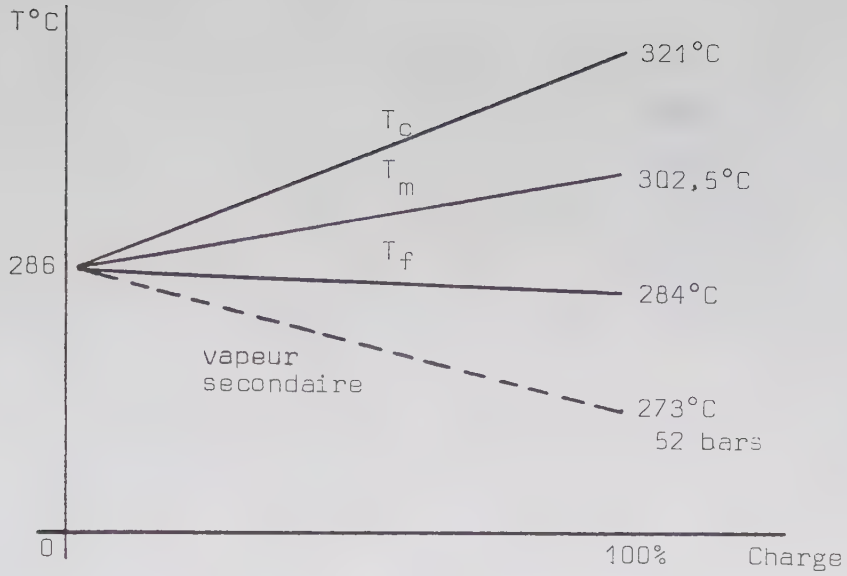


Fig. 6A - Lois de variations des températures en fonction de la charge.

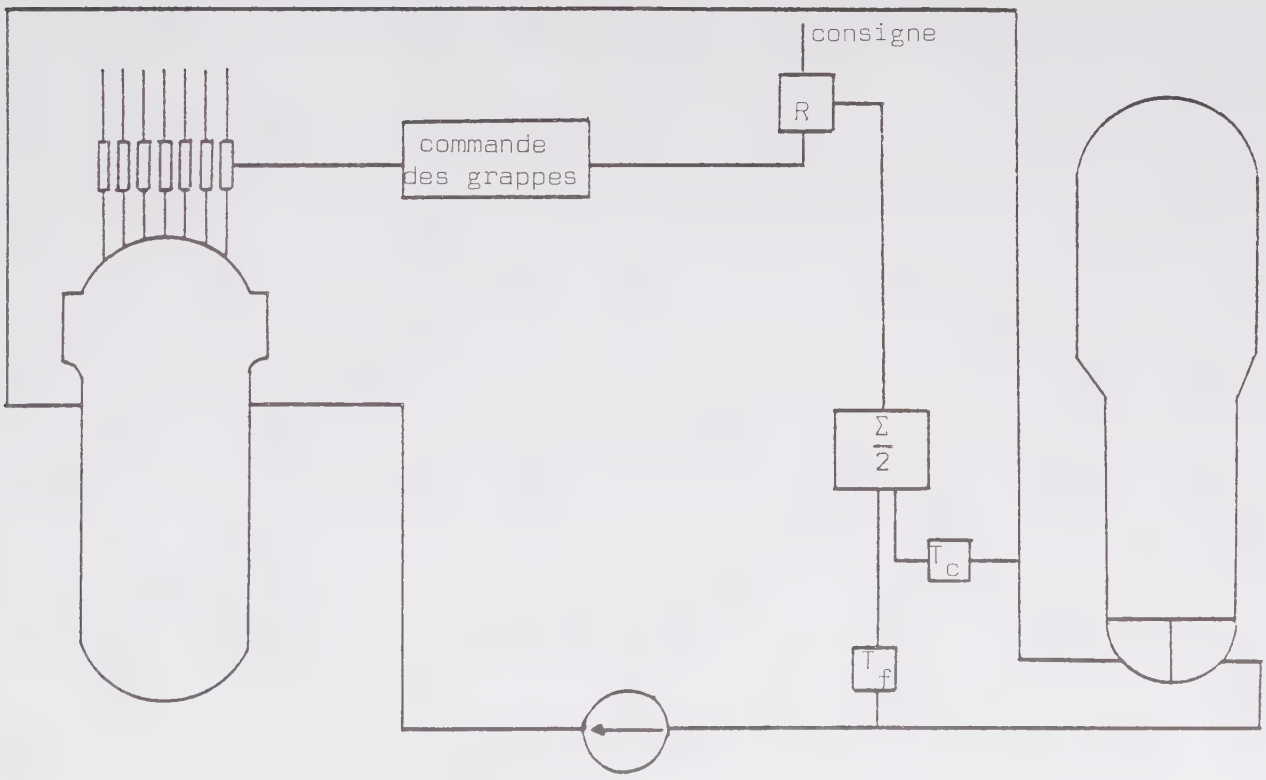


Fig. 6B - Principe de la régulation de température moyenne.

des grappes de commande à une vitesse plus ou moins grande selon l'importance de l'écart et ce jusqu'à ce que l'écart retrouve une valeur minimale.

Cette chaîne est associée à une chaîne de déséquilibre de puissance qui a pour but de prendre une décision immédiate lors d'une perturbation de charge en agissant directement sur la position des grappes dès que la puissance de la turbine n'est plus égale à celle du réacteur et ce, avant que la température moyenne n'ait varié, limitant ainsi cette variation par correction anticipée.

II.1.5. La chaîne de régulation de la pression primaire.

Cette chaîne a pour mission de maintenir la pression du circuit primaire à une valeur constante (155 bars) quelle que soit la charge.

Elle agit par quatre dispositifs différents : les vannes d'aspersion, les soupapes de décharge, les chaufferettes proportionnelles et les chaufferettes fixes.

La pression mesurée est comparée à une pression de consigne. L'écart après filtrage engendre des actions sur :

- les vannes d'aspersion, lorsque l'écart devient trop important, l'apport d'eau provenant de la branche froide fait se condenser la vapeur et la pression est ainsi ramenée à sa valeur de consigne ;

- une des trois soupapes de décharge lorsque l'ouverture des vannes d'aspersion ne suffit pas à faire baisser la pression ;

- les chaufferettes proportionnelles, qui compensent les faibles baisses de pression et qui sont en action en régime permanent pour compenser les pertes de charge ;

- les chaufferettes fixes, lorsque l'écart de pression est tel que les chaufferettes proportionnelles sont à pleine puissance et que cet écart augmente toutefois.

Par ailleurs, une mesure directe de la pression agit directement sur les soupapes de décharge lorsque la valeur de la pression est trop élevée et ce avant que les soupapes de sûreté ne s'ouvrent.

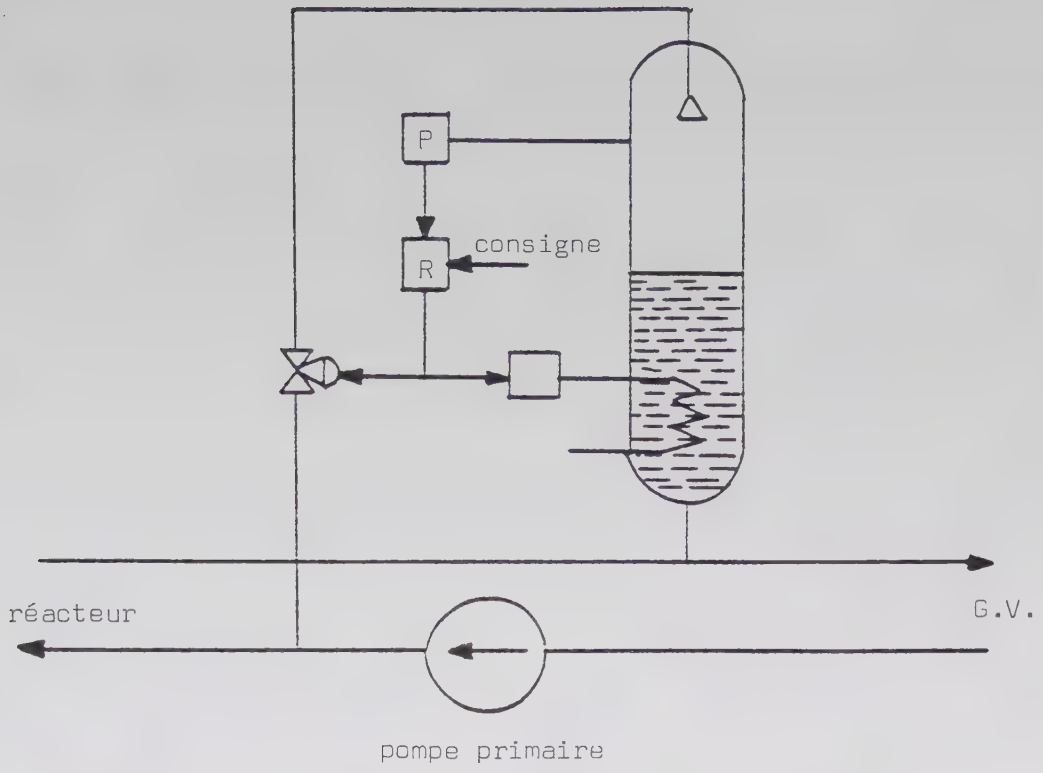


Fig. 7A - Principe de la régulation primaire.

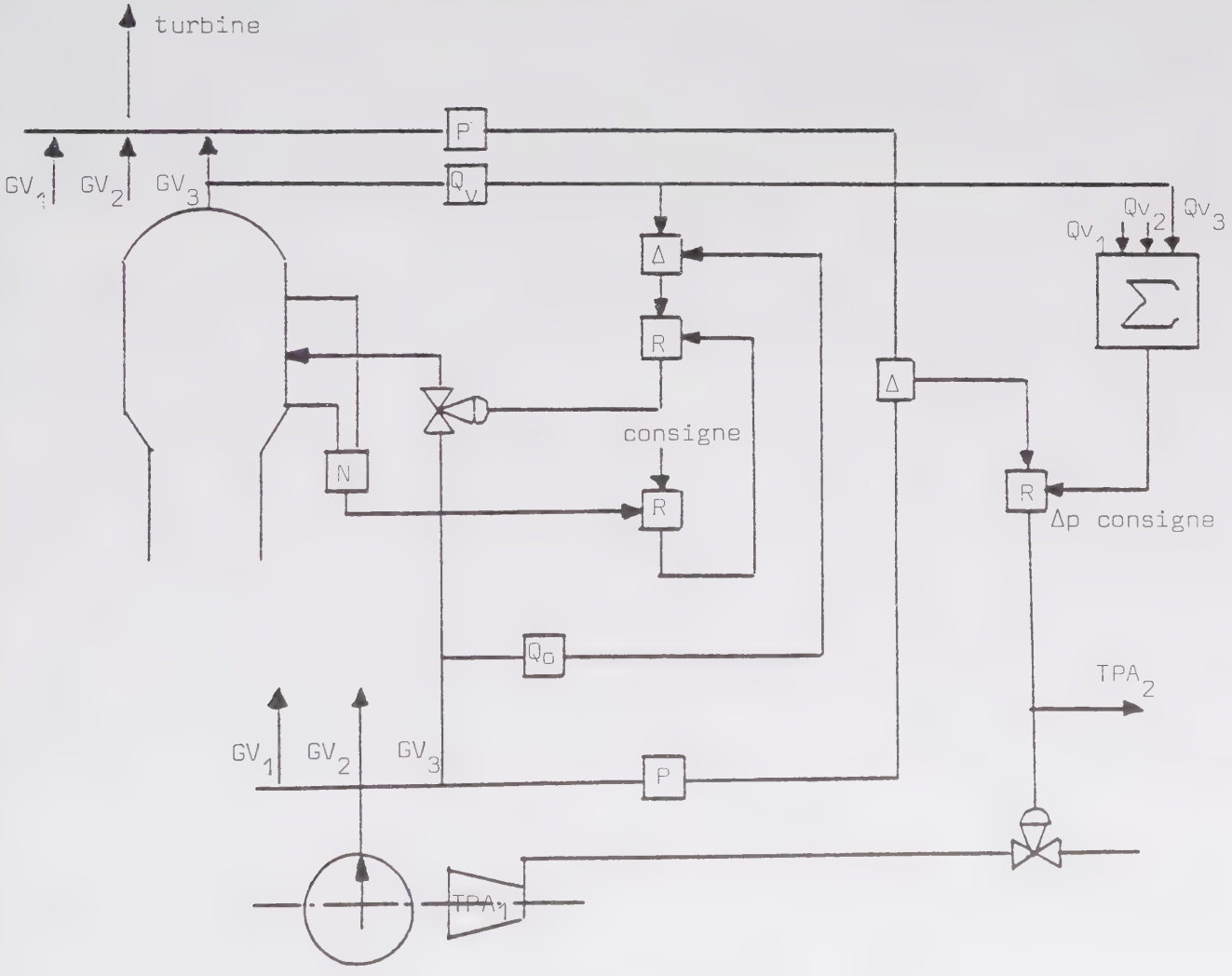


Fig. 7B - Principe de la régulation de niveau des générateurs de vapeur.

II.1.6. La chaîne de régulation du niveau du pressuriseur.

Cette régulation maintient le niveau du pressuriseur à une valeur de consigne qui croît avec la température moyenne du primaire, et donc avec la charge, de telle sorte que l'augmentation du volume d'eau dans le pressuriseur entre 0 et 100% de la charge corresponde à la dilatation de la masse d'eau contenue dans le circuit primaire entre 286° et 304°C.

En fonctionnement normal, le niveau du pressuriseur est ajusté par le débit de charge du circuit de contrôle volumétrique et chimique, qui est fixé par l'écart entre la mesure de niveau et la valeur de consigne.

Lorsque l'écart de niveau dépasse une valeur élevée, les groupes de chaufferettes fixes sont mis en action pour éviter d'atteindre le niveau d'arrêt d'urgence.

La mise en service des chaufferettes fait donc monter la pression. A ce moment, c'est la régulation de pression qui entre en jeu, par l'intermédiaire des vannes d'aspersion et des soupapes de décharge, ce qui aurait pour effet de faire monter le niveau. Pour remédier à cet incident, l'opérateur fixe lui-même le débit de la vanne de charge.

II.1.7. La chaîne de régulation du niveau d'eau des générateurs de vapeur.

Contrairement aux chaînes précédentes, celle-ci agit sur le circuit secondaire et elle a pour rôle de maintenir le niveau de l'eau dans les générateurs de vapeur à une valeur de consigne programmée en fonction de la charge du groupe turbo-alternateur.

En effet, à l'équilibre, les températures et les pressions, ainsi que le niveau des générateurs de vapeur sont stables.

Si on fait varier la puissance de la turbine, cela aura deux conséquences :

- le débit vapeur variera comme la puissance ;
- il en résultera un déséquilibre entre la puissance neutronique et la puissance de la turbine qui entraînera une variation de la pression secondaire.

Dans le cas où le débit de vapeur diminue, la pression augmente. Après une baisse transitoire due au phénomène de tassement, le niveau va monter.

Inversement, c'est-à-dire après une augmentation du débit de vapeur, le phénomène de gonflement va donner lieu à une montée du niveau dans les premières secondes du transitoire. Le niveau va ensuite baisser.

La forme des générateurs de vapeur ainsi que l'importance des débits transités donnent lieu à des phénomènes de gonflement et de tassement très importants.

Pour maintenir le niveau à une valeur constante, il est nécessaire d'agir sur le débit d'eau alimentaire. A l'équilibre, pour assurer une valeur constante du niveau, il est indispensable que le débit d'eau soit égal au débit de vapeur.

La régulation se compose donc de deux chaînes, l'une qui compare le niveau mesuré au niveau de consigne, l'autre qui évalue l'écart entre le débit de vapeur et le débit d'eau. Les signaux résultant de ces deux chaînes sont additionnés et vont commander l'ouverture de la vanne d'eau alimentaire.

D'autre part, pour faire travailler les soupapes dans une zone convenable, on règle la différence de pression entre les barillets eau et vapeur en agissant sur la vitesse des turbo-pompes alimentaires.

Les trois débits vapeur provenant de chacun des générateurs sont ajoutés au niveau du barillet vapeur. La chaîne de régulation de l'écart de pression eau-vapeur est unique. La régulation du niveau est, par contre, propre à chaque générateur de vapeur.

A basse charge, il peut apparaître des instabilités dues au couplage des générateurs entre eux. Ce couplage, important, nous amène à modifier les constantes de temps et les gains des régulations.

II.2. MISE EN EQUATIONS.

II.2.1. Le coeur [27].

Le modèle de coeur que nous avons utilisé comporte neuf équations différentielles qui comprennent les équations cinétiques, d'une part, et d'autre part les équations traduisant les transferts de chaleur dans le coeur.

Nous avons choisi de nous limiter à un modèle cinétique point à un seul groupe de neutrons retardés. En effet, notre but n'est pas de représenter finement les phénomènes à l'intérieur du coeur, mais d'obtenir l'évolution de la puissance et de la température de sortie de façon suffisamment précise. Un modèle axial nous aurait conduit à un système d'équations d'ordre plus élevé, donc à un temps de calcul plus grand, sans nous apporter beaucoup plus de précision. Des études ont montré par ailleurs qu'un seul groupe de neutrons retardés suffit pour traduire l'évolution de la puissance neutronique de façon satisfaisante.

Les effets de contre-réaction Doppler, de température (y inclus l'effet dû à la dilution du bore) et de pression sont pris en compte.

Pour modéliser les transferts de chaleur, nous avons découpé le coeur en 7 zones : deux de celles-ci représentent les tuyauteries des branches chaude et froide du circuit primaire, deux autres les boîtes à eau d'entrée et de sortie du réacteur.

Les échanges effectifs de chaleur entre le combustible et le caloporteur sont modélisés selon la méthode de Mann. Cette dernière consiste à associer à chaque section de combustible, deux sections de réfrigérant. Cette méthode nous conduit à un nombre d'équations plus important que la méthode classique associant une zone de combustible à une zone de réfrigérant et utilisant des températures moyennes. On suppose que la température moyenne d'une section de réfrigérant est égale à la température de sortie de la section.

La méthode de Mann est plus précise que la méthode classique lorsque les variations de température sont brusques.

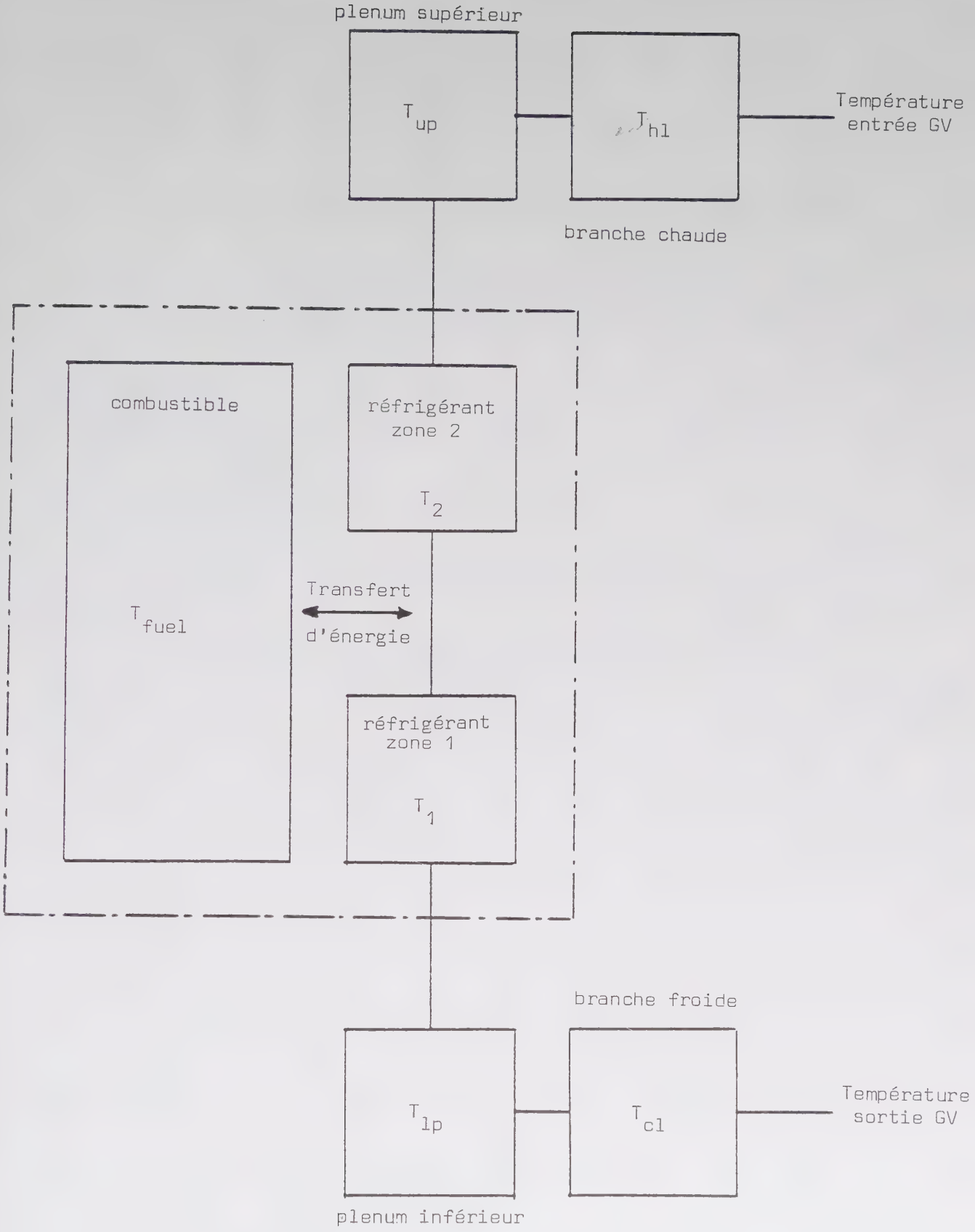


Fig. 8 - Bloc-diagramme du modèle de coeur.

II.2.2. Le générateur de vapeur.

Le modèle que nous avons choisi est un modèle non-linéaire, développé à l'Université du Tenessee par Monsieur M.R. Ali [20] et amélioré par Monsieur J.F. Petetrot [22], en vue d'obtenir des résultats coïncidant mieux avec les mesures.

Ce modèle divise le générateur de vapeur en un nombre de tranches relativement faible.

Les propriétés thermodynamiques de l'eau et de la vapeur ont été exprimées comme des fonctions de la pression ou de la température.

Enfin, nous avons choisi de linéariser ce modèle autour d'un point d'équilibre, ce qui nous conduit aux restrictions suivantes :

- nécessité de connaître précisément le point d'équilibre considéré ;
- difficulté de simuler des transitoires de grande amplitude.

Dans chacune des tranches ainsi définies, on écrit les équations de bilan de masse et d'énergie, ce qui nous conduit à un système de 15 équations différentielles et 4 équations algébriques.

Cela est valable pour un seul générateur de vapeur. Or, nous voulons en simuler deux, nous avons admis pour cela que les deux générateurs de vapeur débitent dans le même dôme de vapeur. Dans la réalité, les débits sont additionnés au barillet vapeur.

Ces hypothèses nous ont amenés à réécrire le bilan de masse et d'énergie du dôme de vapeur.

Le modèle final se compose donc de 29 équations différentielles du premier ordre et de 8 équations algébriques.

Ces équations algébriques nous empêchent d'intégrer le système par les méthodes classiques.

En effet, l'équation matricielle définissant ce système est la suivante :

$$[A][\dot{X}] = [B][X] + [C][U]$$

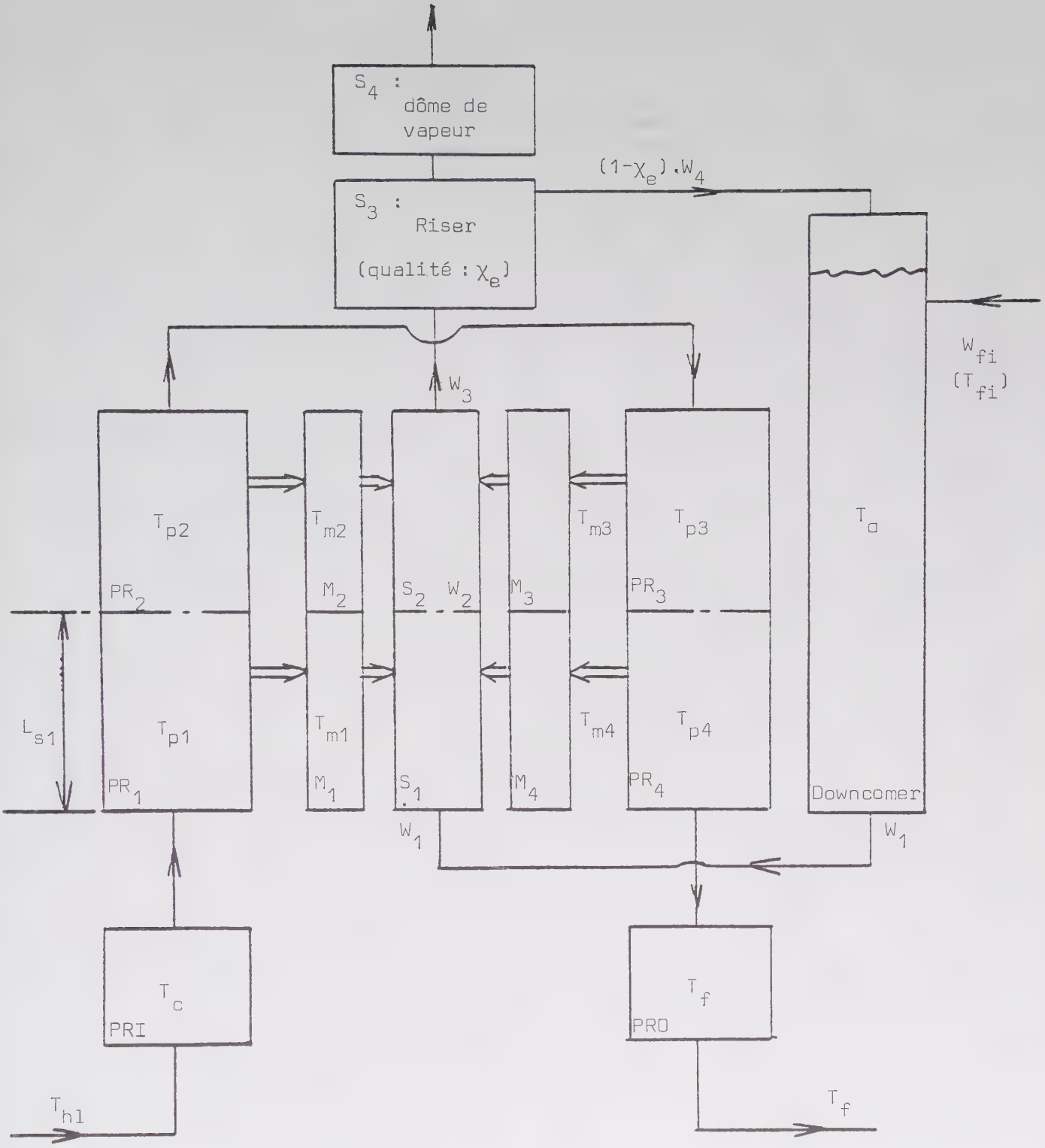


Fig. 9 - Schématisation du générateur de vapeur.
(définition des tranches considérées dans la modélisation).

où [X] est le vecteur des variables d'état,
[U] le vecteur des grandeurs de commande,
[A], [B], [C] les matrices des coefficients.

Pour pouvoir intégrer ce système par les méthodes habituelles, il faut l'écrire sous la forme :

$$[\dot{X}] = [A^{-1}][B][X] + [A^{-1}][C][U]$$

Il faut donc inverser la matrice [A] ; or, dans le cas présent, cette matrice est non-inversible en raison des équations algébriques.

Nous avons dû mettre le système sous forme différentielle en supprimant les équations algébriques. Pour ce faire, nous avons résolu le sous-système constitué par les équations algébriques et substitué les valeurs obtenues pour les variables correspondantes dans les équations différentielles restantes. On obtient alors un système de 29 équations différentielles.

Tous les calculs correspondant d'une part à la définition du modèle, d'autre part à la substitution des équations algébriques sont détaillés dans l'annexe II.

Par ailleurs, les approximations polynômiales définissant les tables de l'eau sont décrites dans l'annexe III.

II.2.3. La régulation de température moyenne du primaire.

Le schéma 10 représente cette chaîne de régulation sous forme de fonctions de transfert représentant chacun des filtres constituant cette chaîne.

Avant d'expliciter le système d'équations que nous avons programmé, nous allons rappeler le principe du mécanisme du mouvement des barres.

La régulation existante fait intervenir quatre groupes de barres qui sont déplacés successivement, sauf dans certains cas de configurations pour assurer une réactivité linéique adéquate, où deux groupes fonctionnent simultanément. Chaque groupe est divisé en deux sous-groupes qui sont déplacés séquentiellement : ils ne s'écartent donc jamais de plus d'un pas.

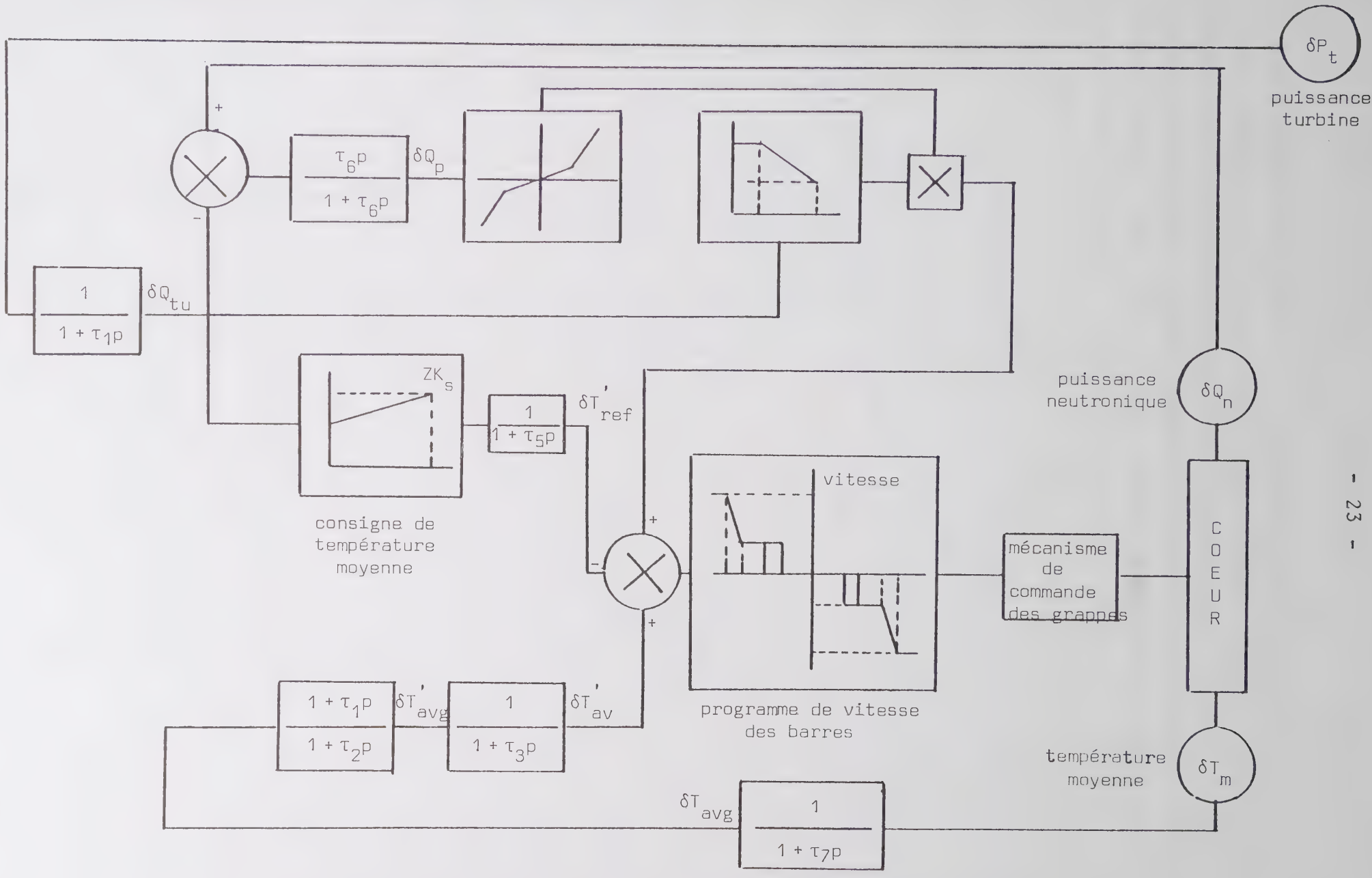
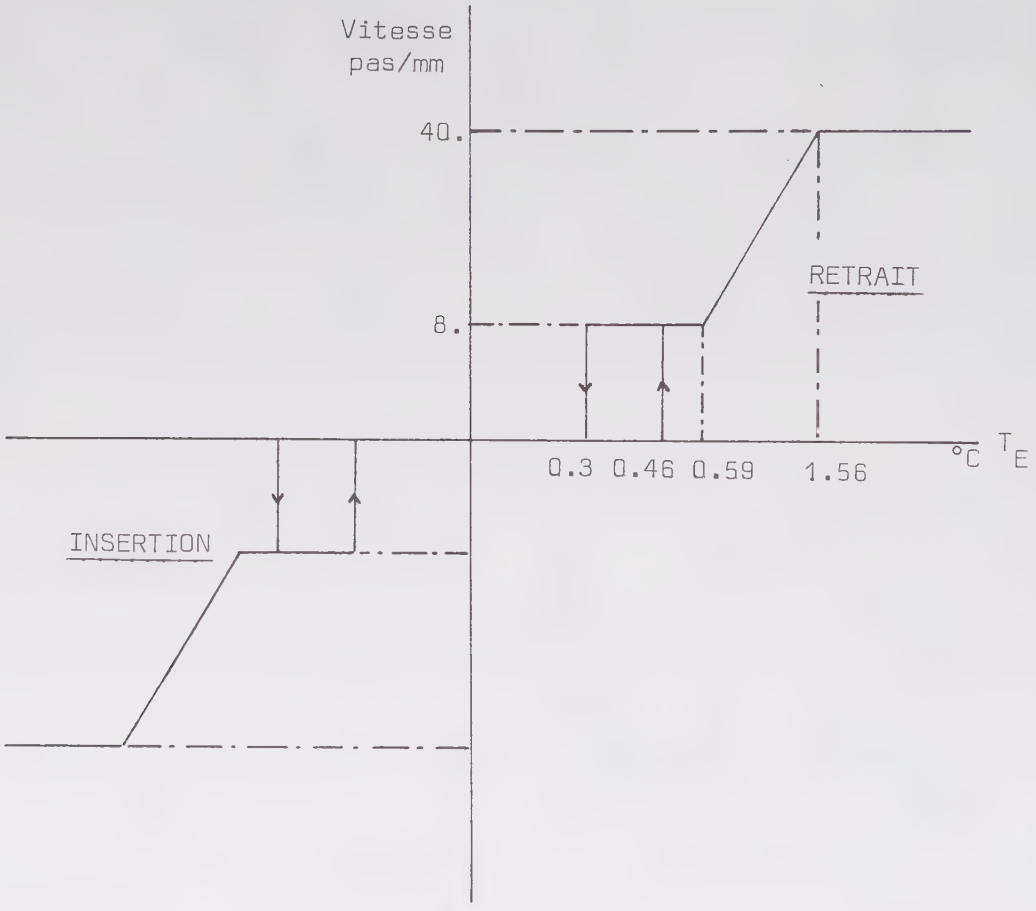


Fig. 10 - Régulation de la température moyenne du circuit primaire.

La séquence est réversible en ce sens que la séquence de retrait est l'inverse de la séquence d'insertion. Le contrôle séquentiel à vitesse variable des barres permet de faibles variations de réactivité, qui sont nécessaires pour assurer le contrôle fin de la température moyenne du primaire.

Le programme de vitesse des barres, en fonction de l'écart de température entre les deux chaînes de régulation, est défini par le schéma suivant :



Le mécanisme de déplacement est commandé par un moteur pas à pas, ce qui explique pourquoi la vitesse s'exprime en pas par minute. Tant qu'un pas n'est pas terminé, la chaîne de régulation n'agit pas. En réalité, le déplacement des barres est un déplacement du groupe, puis un temps mort, fonction de la vitesse calculée.

Pour simplifier la simulation de ce mécanisme, nous avons choisi de considérer un seul groupe de barres. Nous admettons, en outre, que l'insertion ou le retrait des barres se fait instantanément, donc que la réactivité varie instantanément, mais que le système reste au repos pendant une durée correspondant à l'inverse de la vitesse calculée.

Si le pas d'intégration est inférieur à cette durée, il est donc nécessaire d'inhiber la chaîne de régulation pendant cette durée et de maintenir la réactivité constante. Sinon, cela ne pose pas de problèmes.

Les équations obtenues, après transformation inverse de Laplace et passage aux variations autour d'un état d'équilibre, sont données ci-dessous. Les noms des différentes variables sont indiqués sur le schéma fonctionnel de cette régulation.

$$\frac{d\delta T_{avg}}{dt} = \frac{0,5}{\tau_7}\,\delta T_c + \frac{0,5}{\tau_7}\,\delta T_f - \frac{1}{\tau_7}\,\delta T_{avg} \qquad (1)$$

$$\frac{d\delta T'_{avg}}{dt} - \frac{\tau_1}{\tau_2}\,\frac{d\delta T_{avg}}{dt} = \frac{1}{\tau_2}\,(\delta T_{avg} - \delta T'_{avg}) \qquad (2)$$

$$\frac{d\delta T'_{av}}{dt} = \frac{1}{\tau_3}\,(\delta T'_{avg} - \delta T'_{av}) \qquad (3)$$

$$\frac{d\delta T'_{ref}}{dt} = \frac{Z_{Ks}}{\tau_5}\,Q_n - \frac{1}{\tau_5}\,\delta T'_{ref} \qquad (4)$$

$$\frac{d\delta Q_p}{dt} - \frac{d\delta Q_n}{dt} + \frac{d\delta Q_{tu}}{dt} = -\frac{1}{\tau_6}\,\delta Q_p \qquad (5)$$

$$\frac{d\delta Q_n}{dt} = -\frac{1}{\tau_4}\,\delta Q_{tv} + \frac{1}{\tau_4}\,\delta P_t \qquad (6)$$

Ces équations peuvent se mettre sous la forme matricielle suivante :

$$[A][\dot{X}] = [B][X] + [C][U]$$

où [X] désigne les grandeurs observées, propres au système, et
[U] les entrées de ce système.

Le vecteur [U] est composé de :

T_c : Température de la branche chaude,

T_f : Température de la branche froide,

P_t : Puissance du turbo-alternateur (en % de la puissance nominale),

Q_n : Puissance neutronique (calculée par le modèle de coeur).

II.2.4. La régulation de niveau d'un générateur de vapeur.

Le schéma fonctionnel correspondant à cette régulation est représenté sur la figure 11.

La mesure de niveau de chaque G.V. est filtrée, afin d'amortir les oscillations naturelles.

Le niveau de consigne est calculé en fonction de la charge turbine, puis filtré de façon à maintenir la consigne pendant les premières secondes d'un îlotage.

L'écart de niveau est ensuite affecté d'un gain variable avec la température de l'eau alimentaire (ce qui améliore la stabilité à basse charge) puis envoyé à travers un régulateur PI qui a pour rôle de diminuer les fluctuations de niveau en régime stationnaire.

La différence entre une mesure du débit vapeur et une mesure du débit d'eau alimentaire est ajoutée au signal précédent.

Le signal résultant est à nouveau filtré par un régulateur PI, qui doit éliminer les erreurs de régime stationnaire.

La sortie de ce régulateur est le signal de position de la vanne principale d'eau alimentaire, et est donc proportionnel au débit eau alimentaire.

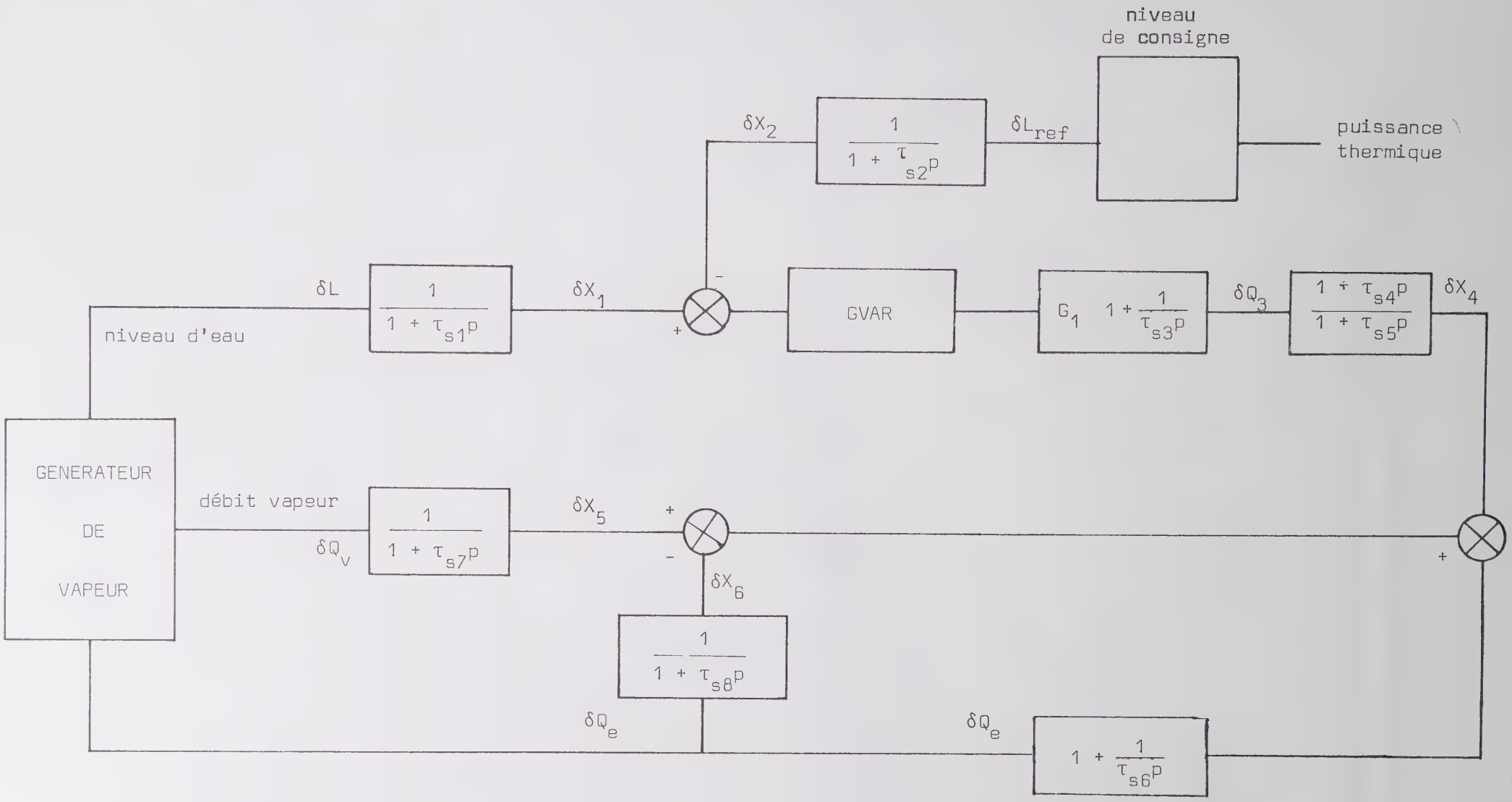


Fig. 11 - Régulation de niveau d'un générateur de vapeur.

Nous procédons comme pour la régulation de température moyenne pour obtenir les équations différentielles décrivant ce système :

$$\frac{d\delta X_1}{dt} = \frac{1}{\tau_{s1}} (\delta L - \delta X_1) \tag{1}$$

$$\frac{d\delta X_2}{dt} = \frac{1}{\tau_{s2}} (\delta L_{ref} - \delta X_2) \tag{2}$$

$$\frac{d\delta X_5}{dt} = \frac{1}{\tau_{s7}} (\delta Q_v - \delta X_5) \tag{3}$$

$$\frac{d\delta X_6}{dt} = \frac{1}{\tau_{s8}} (\delta Q_e - \delta X_6) \tag{4}$$

$$\frac{d\delta X_3}{dt} + GVAR \times G1 \left[\frac{d\delta X_2}{dt} - \frac{d\delta X_1}{dt}\right] = \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s3}} (\delta X_1 - \delta X_2) \tag{5}$$

$$\tau_{s5} \frac{d\delta X_4}{dt} - \tau_{s4} \frac{d\delta X_3}{dt} = \delta X_3 - \delta X_4 \tag{6}$$

$$\frac{d\delta Q_e}{dt} + \frac{d\delta X_6}{dt} + \frac{d\delta X_4}{dt} - \frac{d\delta X_5}{dt} = \frac{1}{\tau_{s6}} (\delta X_5 - \delta X_6 - \delta X_4) \tag{7}$$

$$\frac{d\delta Q_v}{dt} = - \frac{1}{\tau_{sp}} \delta Q_v + \frac{K^*}{\tau_{sp}} \delta P_t \tag{8}$$

Le gain GVAR est une fonction non linéaire de la température d'eau alimentaire. Il sera donc calculé à chaque pas d'intégration.

Si nous laissons le système différentiel sous cette forme, la présence de cette non-linéarité nous conduira à une inversion de matrice à chaque pas d'intégration, ce qui augmente considérablement le temps de calcul. Nous avons donc préféré la solution consistant à faire les substitutions de façon formelle, pour obtenir un système que l'on puisse écrire sous la forme :

$$[\dot{X}] = [A][X] + [B][U]$$

ce qui évitera de faire une inversion de matrice à chaque pas.

Tous calculs faits, le système précédent se ramène à :

$$\frac{d\delta X_1}{dt} = \frac{1}{\tau_{s1}} (\delta L - \delta X_1) \tag{1}$$

$$\frac{d\delta X_2}{dt} = \frac{1}{\tau_{s2}} (\delta L_{ref} - \delta X_2) \tag{2}$$

$$\frac{d\delta X_5}{dt} = \frac{1}{\tau_{s7}} (\delta Q_v - \delta X_5) \tag{3}$$

$$\frac{d\delta X_6}{dt} = \frac{1}{\tau_{s8}} (\delta Q_e - \delta X_6) \tag{4}$$

$$\frac{d\delta X_3}{dt} = \left[\frac{GVAR \times G1}{\tau_{s3}} - \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s1}}\right] d\delta X_1 - \left[\frac{GVAR \times G1}{\tau_{s2}} - \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s3}}\right] d\delta X_2$$

$$+ \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s1}} \delta L - \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s2}} \delta L_{ref} \tag{5}$$

$$\frac{d\delta X_4}{dt} = \frac{\tau_{s4}}{\tau_{s5}} \left[\frac{GVAR \times G1}{\tau_{s3}} - \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s1}}\right] \delta X_1 - \frac{\tau_{s4}}{\tau_{s5}} \left[\frac{GVAR \times G1}{\tau_{s3}} - \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s2}}\right] \delta X_2$$

$$+ \frac{\tau_{s4}}{\tau_{s5}} \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s1}} \delta L - \frac{\tau_{s4}}{\tau_{s5}} \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s2}} \delta L_{ref} + \frac{1}{\tau_{s5}} \delta X_3 - \frac{1}{\tau_{s5}} \delta X_4 \tag{6}$$

$$\frac{d\delta Q_e}{dt} = \frac{1}{\tau_{s8}} (\delta X_6 - \delta Q_e) - \frac{\tau_{s4}}{\tau_{s5}} \left[\frac{GVAR \times G1}{\tau_{s3}} - \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s1}}\right] d\delta X_1$$

$$- \frac{\tau_{s4}}{\tau_{s5}} \left[\frac{GVAR \times G1}{\tau_{s3}} - \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s2}}\right] d\delta X_2 + \frac{\tau_{s4}}{\tau_{s5}} \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s1}} \delta L + \frac{1}{\tau_{s5}} \delta X_3$$

$$- \frac{\tau_{s4}}{\tau_{s5}} \frac{GVAR \times G1}{\tau_{s2}} \delta L_{ref} - \frac{1}{\tau_{s5}} \delta X_4 + \frac{1}{\tau_{s7}} (\delta Q_v - \delta X_5)$$

$$+ \frac{1}{\tau_{s6}} (\delta X_5 - \delta X_6 - \delta X_4) \tag{7}$$

$$\frac{d\delta Q_V}{dt} = -\frac{1}{\tau_p}\delta Q_V + \frac{K^*}{\tau_p}\delta P_t \qquad (8)$$

Sous forme matricielle, ce système s'écrit bien :

$$[\dot{X}] = [A][X] + [B][U]$$

où [X] est le vecteur des variables propres au dispositif étudié et [U] le vecteur des grandeurs d'entrée.

Le vecteur [U] est composé de :

- la puissance du turbo-alternateur,
- le niveau d'eau mesuré,
- le niveau d'eau de consigne.

Nous observons plus particulièrement le débit d'eau alimentaire qui est le signal de sortie de cette chaîne de régulation et qui est une des entrées du générateur de vapeur.

II.2.5. Le pressuriseur et ses régulations.

Nous ne cherchons pas à développer un modèle fin du pressuriseur, qui prenne en compte tous les phénomènes physiques, mais un modèle capable de représenter les variations de la pression et du niveau pendant les transitoires. Dans cette optique, certaines hypothèses ont été faites, dans un but de simplification.

II.2.5.1. Hypothèses.

. On admet que le pressuriseur est un cylindre parfait, séparé en deux zones homogènes :

- une phase vapeur,
- une phase liquide.

Supposer les deux phases homogènes ne correspond pas à la réalité, surtout dans la phase fluide où se mélangent de l'eau provenant de la branche chaude (par la ligne d'expansion), de l'eau provenant de la branche froide et qui a traversé la zone de vapeur (phénomène d'aspersion) et des gouttelettes de vapeur condensée. Dans la phase vapeur, cette hypothèse est beaucoup plus réaliste. En effet, l'eau

vaporisée atteint rapidement la même température que la vapeur. Cette hypothèse nous conduit à négliger l'existence d'une zone diphasique, à la séparation eau-vapeur et à considérer deux milieux bien délimités.

. Les échanges de chaleur avec l'extérieur et les parois du pressuriseur sont négligés.

. Les transferts de masse ou d'énergie entre les deux phases sont considérés comme provenant uniquement de l'évaporation ou de la condensation.

. La pression P est supposée uniforme dans tout le circuit primaire et le pressuriseur. On pourrait, sans que ceci n'entraîne des modifications importantes de la modelisation, considérer une différence de pression entre le pressuriseur et le circuit primaire, due à la hauteur d'eau dans la ligne d'expansion. Mais, pour être cohérent, il faudrait aussi considérer que la pression, dans le pressuriseur, est fonction du point où elle est mesurée. Ceci compliquerait trop la modélisation, sans apporter une grande amélioration de la précision.

. Les débits des vannes d'aspersion et des soupapes de décharge sont des fonctions de la régulation. Il en est de même de la puissance des chaufferettes.

. Le débit d'expansion est calculé en fonction des caractéristiques de pression et de température du circuit primaire.

. L'enthalpie de l'eau d'expansion est celle de l'eau de la branche chaude s'il s'agit d'une intrusion. Sinon, c'est l'enthalpie de la phase liquide du pressuriseur.

. L'enthalpie de l'eau d'aspersion est celle de l'eau de la branche froide du circuit primaire.

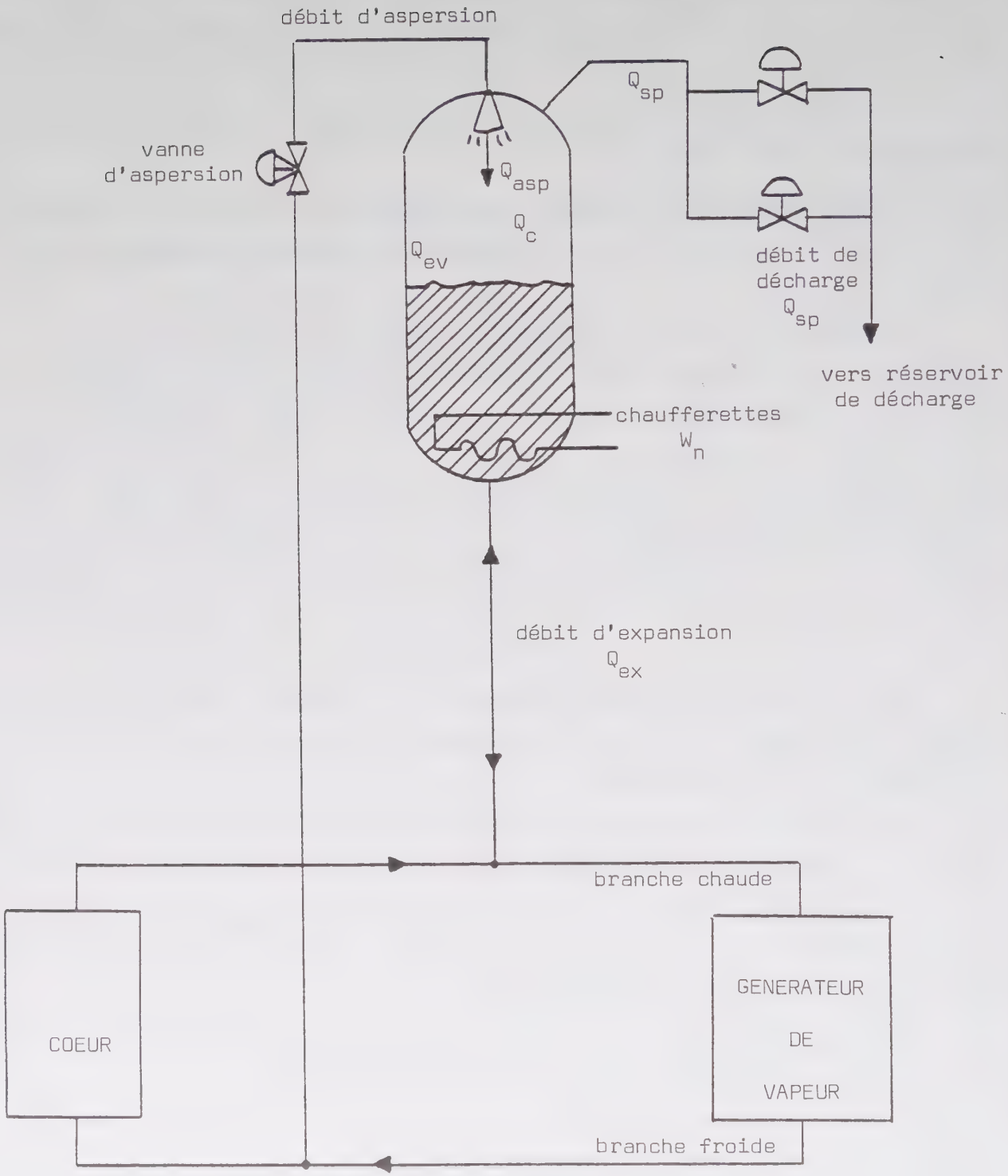


Fig. 12 - Modèle de pressuriseur étudié.

II.2.5.2. Equations de conservation de la masse et de l'énergie.

Equation de conservation de la masse de liquide :

Le bilan des divers débits affectant la phase liquide est le suivant :

- débits entrants : expansion, condensation et aspersion,
- débits sortants : évaporation

l'équation qui en résulte est la suivante :

$$\frac{dM_l}{dt} = Q_{ex} + Q_c + Q_{asp} - Q_{ev}$$

Equation de conservation de la masse de vapeur :

La phase vapeur reçoit le débit d'évaporation (provenant de la phase liquide). Par contre, elle cède à la phase liquide le débit de condensation et au réservoir de décharge le débit de décharge des soupapes de décharge.

La variation de la masse de vapeur est définie par l'équation :

$$\frac{dM_v}{dt} = Q_{ev} - Q_c - Q_{sp}$$

Equation de conservation de l'énergie de la phase liquide :

Le premier principe de la thermodynamique nous permet d'exprimer la quantité de chaleur reçue par un système par l'équation :

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{dU}{dt} + P \times \frac{dV}{dt}$$

où U est l'énergie interne du système et V son volume.

L'énergie interne est liée à l'enthalpie par l'expression :

$$U = H - PV$$

où P désigne la pression.

Si nous dérivons cette expression, nous obtenons :

$$\frac{dU}{dt} = \frac{dH}{dt} - P\,\frac{dV}{dt} - V\,\frac{dP}{dt}$$

En substituant dans l'équation précédente :

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{dH}{dt} - V\,\frac{dP}{dt}$$

Comme les grandeurs que nous avons choisies d'observer sont : la masse, l'enthalpie massique et le volume massique, cette équation s'écrit encore :

$$\frac{dQ}{dt} = H_m\,\frac{dM}{dt} + M\,\frac{dH_m}{dt} - V_m.M\,\frac{dP}{dt}$$

Il nous suffit maintenant d'expliciter la quantité de chaleur reçue par la phase liquide.

- Energie apportée par le débit d'expansion : si l'eau entre dans le pressuriseur (débit d'intrusion), son enthalpie est celle de la branche chaude du circuit primaire (par hypothèse : il faudrait, en réalité, tenir compte, de la ligne d'expansion). Par contre, si l'eau sort du pressuriseur (débit d'extrusion), deux cas se présentent :

. si l'eau est sous-refroidie (elle n'a pas atteint les conditions de saturation). L'enthalpie de l'eau d'extrusion sera alors celle de la phase liquide ;

. si l'eau contient des bulles de vapeur, l'enthalpie sera celle de l'eau à saturation à la pression considérée.

- Energie apportée par l'eau d'aspersion : la douche d'aspersion est située en haut du pressuriseur. L'eau projetée étant beaucoup plus froide que la phase vapeur, elle échange de la chaleur avec la vapeur, même si elle atteint rapidement la phase liquide. Son enthalpie, en entrant dans le pressuriseur, était celle de la branche froide du circuit primaire. Lorsqu'elle atteint le niveau du liquide, l'enthalpie est celle de l'eau à saturation.

- Energie apportée par le débit de condensation : la condensation a deux origines :

. le refroidissement de la phase vapeur ;

. l'échange entre les gouttelettes d'eau d'aspersion et la vapeur.

En effet, la vapeur, d'enthalpie H_v, cède de la chaleur aux gouttelettes. Après l'échange, ces gouttelettes et la fraction de vapeur condensée ont pour enthalpie, l'enthalpie de l'eau à saturation, H_{ls}. La fraction du débit de condensation due au phénomène d'aspersion s'exprime par l'équation suivante :

$$\underset{\substack{\text{Quantité de chaleur cédée par la vapeur}}}{Q_{casp} \times (H_v - H_{ls})} = \underset{\substack{\text{Quantité de chaleur reçue par l'eau d'aspersion}}}{Q_{asp} \times (H_{asp} - H_{ls})}$$

Le terme de condensation général est plus complexe à expliciter. Il est fonction de plusieurs facteurs :

. la masse de vapeur ;

. le titre de vapeur sèche contenue dans la phase vapeur. Si toute la vapeur est sèche, il n'y aura pas de condensation. Ce titre est fonction de l'écart entre l'enthalpie réelle de la vapeur et l'enthalpie de saturation de l'eau ;

. on prend en compte le temps que met une goutte d'eau pour tomber dans la phase liquide en introduisant une constante C_{cond}. Cette dernière étant difficilement calculable, on optimisera sa valeur par comparaison des résultats obtenus avec ceux calculés par d'autres codes ou avec des mesures.

D'où l'expression globale du débit de condensation :

$$Q_c = Q_{casp} + C_{cond} \times (1 - H_v)$$

où H_v est le titre en vapeur sèche de la phase vapeur.

Nous allons maintenant calculer ce titre de vapeur : si la vapeur est entièrement sèche, on a $X_v = 1$. S'il n'y a pas de vapeur sèche, alors $X_v = 0$ et l'enthalpie de la vapeur est celle de l'eau à saturation. D'où l'expression de X_v :

$$X_v = \frac{H_v - H_{ls}}{H_{vs} - H_{ls}}$$

- Energie cédée au débit d'évaporation : ce débit se calcule comme le débit de condensation. Il est fonction de :

. la masse de liquide ;

. un titre de vapeur à saturation en phase liquide. S'il n'y a pas de vapeur saturée, le débit d'évaporation sera nul. Ce titre s'exprime en fonction de l'enthalpie de l'eau à saturation ;

. de même que pour le débit de condensation, nous introduisons une constante C_{evap} qui tiendra compte du temps de montée des bulles de vapeur. Cette valeur sera ajustée par identification des résultats obtenus avec ceux d'autres codes.

Le débit d'évaporation s'exprime alors par :

$$Q_{ev} = C_{evap} \times M_l \times X_l$$

Il nous suffit de calculer X_l, titre de l'eau en vapeur saturée. Il est nul si l'enthalpie du liquide est celle de l'eau à saturation. Par contre, il est égal à 1 si l'enthalpie du liquide est celle de la vapeur à saturation. Son expression est :

$$X_l = \frac{H_l - H_{ls}}{H_{vs} - H_{ls}}$$

- Energie apportée par le chauffage : les régulations de pression et de niveau utilisent des chaufferettes pour maintenir l'eau à l'équilibre thermodynamique. La quantité de chaleur Q cédée à la phase liquide par ces chaufferettes, s'exprime en fonction de la puissance électrique W_n par l'équation différentielle suivante :

$$\frac{dQ}{dt} = \frac{1}{\tau} (W_n - Q)$$

qui traduit le phénomène d'échauffement progressif de l'eau en l'assimilant à un système du premier ordre. On donnera à la constante de temps τ une valeur de l'ordre de 15 secondes.

Après avoir détaillé les différents apports aux retraits d'énergie de la phase liquide, nous pouvons établir le bilan de cette phase :

$$M_1 \cdot \frac{dM_1}{dt} + H_1 \frac{dM_1}{dt} - M_1 \times V_1 \frac{dP}{dt} = (Q_c + Q_{asp}) \cdot H_{1s} + Q - Q_{ev} \cdot H_{vs} + Q_{ex} \cdot H_{ex}$$

Linéarisons l'équation précédente autour d'un état d'équilibre :

$$M_{1o} \cdot \frac{dH_1}{dt} + H_{1o} \frac{dM_1}{dt} - M_{1o} \cdot V_{1o} \frac{dP}{dt} = (Q_c + Q_{asp}) H_{1so} + Q - Q_{ev} \cdot H_{vso} + Q_{ex} \cdot H_{exo}$$

car tous les débits sont nuls à l'équilibre.

Exprimons les petites variations autour du régime permanent :

$$M_{1o} \frac{d\delta H_1}{dt} + H_{1o} \frac{d\delta M_1}{dt} - M_{1o} \cdot V_{1o} \frac{d\delta P}{dt} = (\delta Q_c + \delta Q_{asp}) H_{1so} + \delta Q - \delta Q_{ev} \cdot H_{vso} + H_{exo} \delta Q_{ex}$$

Equation de conservation de l'énergie de la phase vapeur :

Il se déduit du bilan dans la phase liquide en faisant les remarques suivantes :

- le débit d'aspersion entre dans la phase vapeur avec l'enthalpie H_{asp}. Il sort avec l'enthalpie H_{1s}, comme nous l'avons montré plus haut ;

- le débit d'évaporation entre dans la phase vapeur avec l'enthalpie H_{vs} : en effet ce débit se compose de gouttelettes de vapeur à saturation ;

- le débit de condensation sort de la phase vapeur à l'enthalpie H_{1s} ;

- le débit de décharge qui est une fonction de la régulation sort de la phase vapeur. Comme la vapeur peut contenir des gouttes d'eau en suspension, l'enthalpie de la vapeur libérée par les soupapes de décharge est celle de la phase vapeur.

Le bilan s'écrit donc :

$$M_v \cdot \frac{dH_v}{dt} + Hv \frac{dM_v}{dt} - M_v.V_v \frac{dP}{dt} = Q_{asp}.H_{asp} + H_{vs}.Q_{ev} - Q_c.H_{ls} - Q_{asp}.H_{ls} - Q_{sp}.H_v$$

Donc, après linéarisation et passage aux petites variations :

$$M_{vo} \cdot \frac{d\delta H_v}{dt} + H_{vo} \frac{d\delta M_v}{dt} - M_{vo}.V_{vo} \frac{d\delta P}{dt} = \delta Q_{asp}.H_{aspo} + H_{vso}.\delta Q_{ev} - \delta Q_c.H_{lso} - H_{lso}.\delta Q_{asp} - H_{vo}.\delta Q_{sp}$$

II.2.5.3. Equations de conservation du volume total :

Quels que soient la pression et le niveau d'eau dans le pressuriseur, le volume total est conservé. Ceci se traduit par l'équation suivante :

$$V_{liq} + V_{vap} = V_{total}$$

En dérivant cette équation par rapport au temps :

$$\frac{dV_{liq}}{dt} + \frac{dV_{vap}}{dt} = 0$$

Comme nous avons choisi comme variables les masses de liquide et de vapeur et les volumes massiques d'eau et de vapeur, cette équation devient :

$$\frac{dM_l.V_l}{dt} + \frac{dM_v.V_v}{dt} = 0$$

Soit, après linéarisation et passage aux petites variations autour d'un état d'équilibre :

$$M_{lo} \frac{dV_l}{dt} + V_{lo} \frac{dM_l}{dt} + V_{vo} \frac{dM_v}{dt} + M_{vo} \frac{dV_v}{dt} = 0$$

II.2.5.4. Les équations d'état de l'eau.

Dans les équations précédentes, nous considérons les variables suivantes :

- la pression,
- les enthalpies massiques,
- les volumes massiques,
- les enthalpies massiques à saturation,
- les volumes massiques à saturation,
- les masses d'eau et de vapeur.

Or, ces variables ne sont pas indépendantes. Il existe des lois fonctionnelles liant la pression, les enthalpies massiques et les volumes massiques. Ces lois sont valables pour tous les mélanges eau-vapeur. Nous les avons donc introduites dans le modèle, sous forme d'approximations polynômiales. La méthode utilisée pour calculer ces approximations, ainsi que les coefficients des polynômes obtenus sont donnés dans l'Annexe III.

Calcul des volumes massiques

Comme nous l'avons vu plus haut, pour calculer les débits d'évaporation ou de condensation, il intervient dans nos calculs un litre de vapeur sèche de la vapeur, X_v, et le titre du liquide en vapeur saturée X_l. Pour calculer les volumes massiques, nous devons bien sûr tenir compte de ces titres X_v et X_l.

Volume massique de la vapeur : on peut l'exprimer en fonction du volume massique du liquide à saturation et du volume massique de la vapeur à saturation par l'expression :

$$V_v = V_{vs} \times X_v + V_{ls} (1 - X_v)$$

on constate bien que lorsque la vapeur est sèche, on a $X_v = 1$ et donc :

$$V_v = V_{vs}$$

et que lorsqu'elle est saturée :

$$X_v = 0 \quad \text{et} \quad V_v = V_{ls}$$

Il en est de même pour la phase liquide où le volume massique du liquide est défini par :

$$V_l = V_{ls} \times (1 - X_l) + V_{vs} \times X_l$$

Lorsque la phase vapeur est surchauffée, ou que la phase liquide est sous-saturée, ces expressions ne sont pas suffisantes. En effet, dans ces deux cas, les volumes massiques ne sont pas égaux à ceux à saturation, alors que les valeurs respectives des titres X_v et X_l sont 1 et 0.

Les expressions des volumes massiques dans ces deux cas ont été obtenues directement à partir des tables de l'eau et sont décrites dans l'Annexe III.

II.2.5.5. Influence de ces approximations.

Elles sont établies dans des domaines bien définis et ne sont donc plus valables hors de ces limites. Il faut donc éviter de se servir de ce modèle pour étudier des transitoires de grande amplitude qui causeraient de trop importantes variations de pression. Pour cela, il est nécessaire de définir des polynômes représentant les fonctions thermodynamiques de l'eau dans un domaine plus étendu.

La précision de ces approximations est importante dans la mesure où ce sont les valeurs de l'enthalpie massique et de l'enthalpie massique à saturation qui déterminent l'état thermodynamique de l'eau. Une approximation linéaire n'est pas suffisante, car elle conduit à des variations d'enthalpie incorrectes. Choisir des polynômes d'ordre supérieur à 2 améliorerait sûrement la précision, mais les erreurs d'arrondis dues au calculateur seraient plus importantes. Nous avons choisi un compromis en nous limitant à des polynômes d'ordre 2.

II.2.5.6. Equation du niveau liquide.

Le niveau de liquide s'exprime simplement en fonction de la masse de liquide et du volume massique de ce dernier par l'équation :

$$N_{liq} = M_l \times V_l \times F_{pr}$$

F_{pr} est un coefficient qui permet d'obtenir le niveau à partir du volume. Le niveau est généralement exprimé en % de la gamme, en particulier pour la régulation.

II.2.5.7. Modèle simplifié du pressuriseur.

Le modèle défini précédemment tient compte de l'évolution thermodynamique du système, ce qui augmente le nombre d'équations et donne lieu à calculer des approximations pour les volumes massiques dans le cas général. Une solution de simplicité consiste à admettre que l'eau et la vapeur sont toujours à l'état de saturation (soit à l'équilibre thermodynamique). Dans cette hypothèse, les éuqations développées ci-dessus sont toujours valables, en tenant compte des remarques suivantes :

- les seules approximations nécessaires sont celles des volumes massiques à saturation ;
- le débit d'évaporation est nul ;
- le débit de condensation est réduit au terme provenant de l'aspersion.

Le problème de l'identification des constantes C_{cond} et C_{evap} ne se pose donc plus. Malgré cet avantage, des comparaisons nous ont montré que le modèle équilibré n'est pas suffisant. En effet, sur un transitoire réel de centrale, on constate des grandes différences d'amplitude.

Nous avons donc choisi le modèle précédent, qui donne des résultats très compatibles avec les mesures relevées sur site en prenant des valeurs convenables pour les constantes C_{cond} et C_{evap}.

II.2.5.8. La régulation de pression primaire.

Le dispositif de régulation de la pression est représenté sur le schéma 13. La mesure de pression est comparée à une valeur fixe de consigne (pour les centrales actuellement en fonction cette valeur est de 155 bars). Cet écart de pression est d'abord filtré par un régulateur PID ; le signal filtré va alors commander plusieurs actions : l'aspersion, la décharge et la mise en service des chauffe-rettes. Toutes ces commandes sont non-linéaires et seront donc

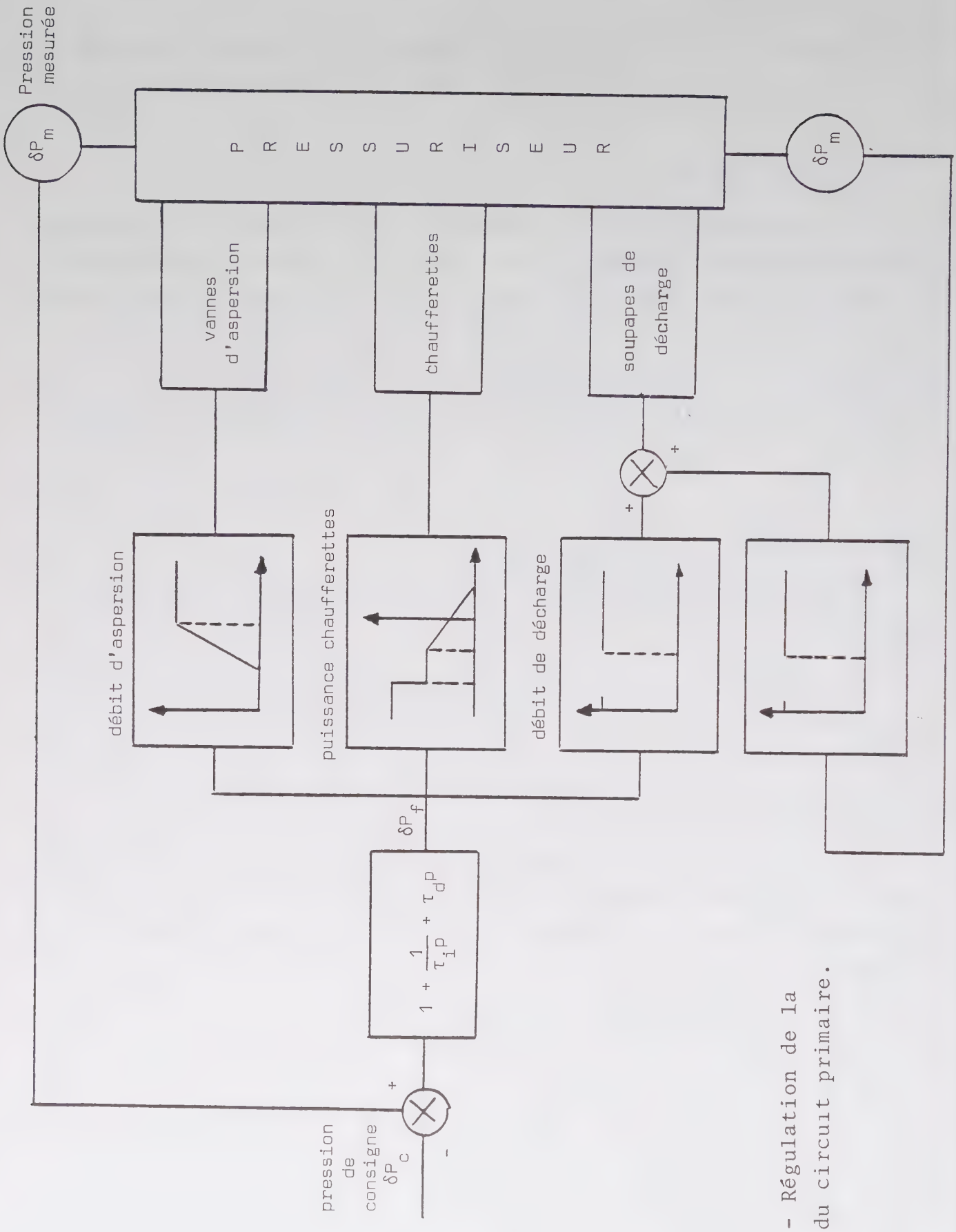


Fig. 13 - Régulation de la pression du circuit primaire.

simulées par des sous-programmes, qui définiront chacun un débit. Le régulateur PID sera simulé par deux équations différentielles. Sa fonction de transfert est la suivante :

$$H(p) = 1 + \frac{1}{\tau_i p} + \tau_d p$$

Sous forme différentielle :

$$\tau_i \frac{dP_p}{dt} = \tau_i \frac{dP_m}{dt} + P_m + \tau_i \tau_d \frac{d^2 P_m}{dt}$$

Comme nous cherchons à obtenir un système différentiel du premier ordre, il faut introduire une variable auxiliaire :

$$\frac{dP_m}{dt} = P_d$$

$$\tau_i \frac{dP_p}{dt} - \tau_i \frac{dP_m}{dt} - \tau_i \tau_d \frac{dP_d}{dt} = P_m$$

Ces équations s'ajouteront au système différentiel définissant le modèle du pressuriseur seul.

II.2.5.9. La régulation de niveau du pressuriseur.

Cette régulation est schématisée sur la figure 14.

La mesure de niveau est comparée à la valeur de consigne établie en fonction de la charge. Cet écart filtré par un régulateur de type PI donne la consigne de débit de charge. Cette consigne de débit, après comparaison avec le débit réel mesuré est à nouveau filtrée par un régulateur PI, destiné à éliminer les perturbations dues au circuit primaire. Le signal de sortie de ce filtre commande la vanne de la ligne de charge.

Un apport et un rejet d'eau permanents sont nécessaires pour assurer un fonctionnement normal du circuit de contrôle volumétrique et chimique. Ce circuit sert effectivement aussi à maintenir la concentration au bore du circuit primaire. Le débit de décharge est donc constant, tandis que le débit de charge varie avec le niveau.

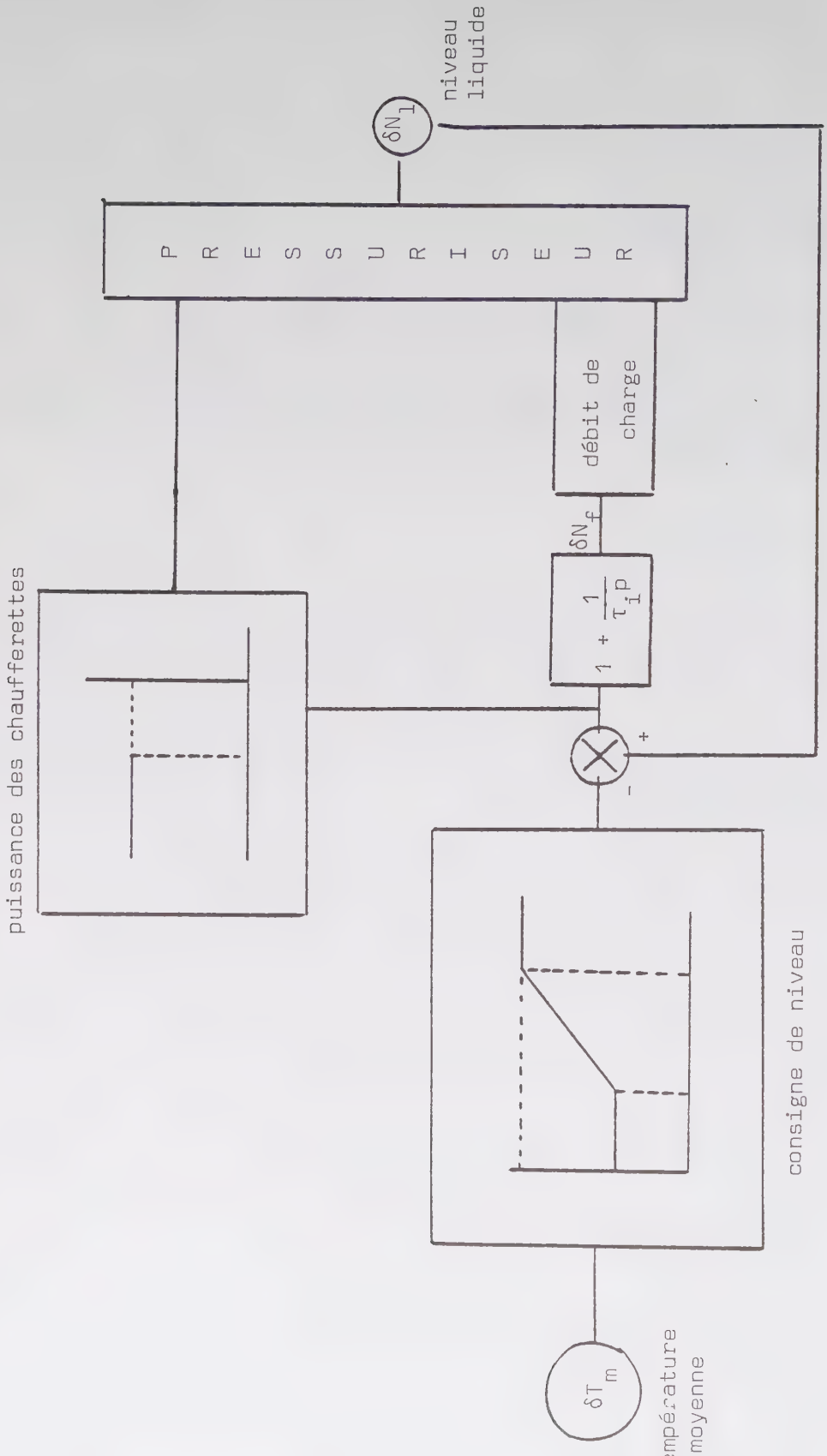


Fig. 14 - Régulation du niveau dans le pressuriseur.

Si l'écart de niveau dépasse une valeur de consigne élevée et fixée a priori, les groupes de chaufferettes fixes sont mis en service pour éviter d'atteindre le niveau d'arrêt d'urgence. La mise en service de ces chaufferettes a pour autre conséquence de faire monter la pression. La régulation de pression se met alors en jeu et va déclencher l'aspersion si le seuil correspondant est atteint. Cette arrivée d'eau va donc faire remonter le niveau. Pour éviter cet inconvénient, le débit de charge est alors fixé manuellement par l'opérateur.

Comme pour la régulation de pression, seul le premier régulateur PI donne lieu à une équation différentielle qui viendra s'ajouter au système précédent. La fonction de transfert du filtre est la suivante :

$$H(p) = 1 + \frac{1}{\tau_{ip}}$$

L'équation différentielle associée est :

$$\frac{d\delta N_f}{dt} - \frac{d\delta N}{dt} = \frac{1}{\tau_i}\ \delta N$$

Le système différentiel décrivant le comportement du pressuriseur et de ses régulations se compose donc de huit équations différentielles du premier ordre, définies comme suit :

- cinq équations représentant le pressuriseur isolé ;
- une équation calculant la quantité de chaleur fournie par les chaufferettes à partir de leur puissance électrique ;
- une équation calculant la pression filtrée ;
- une équation calculant le niveau filtré.

A ces huit équations viennent s'ajouter des fonctions non-linéaires calculant les débits de charge, d'aspersion, de décharge de la vapeur et la puissance électrique des chaufferettes.

II.2.6. Le débit d'expansion.

Si le couplage entre les divers éléments décrits ci-dessus tels que le coeur, les générateurs de vapeur et leurs régulations se fait directement par l'intermédiaire de certaines grandeurs comme la température, la pression ou le niveau d'eau, il n'en est pas de même du couplage entre le pressuriseur et le circuit primaire.

Il nous faut donc exprimer le débit d'eau entrant ou sortant du pressuriseur en fonction des caractéristiques du circuit primaire. Comme la masse d'eau du circuit primaire est constante, les variations de volume sont dues aux variations de température et aux variations de pression. Or, si nous pouvons considérer en première approximation que la pression est constante le long du circuit primaire, il n'en est pas de même pour la température. Il nous faut donc calculer une température moyenne qui nous permette de calculer le débit d'expansion. On peut exprimer le débit d'expansion Q_{ex} par l'expression suivante :

$$Q_{ex} = V_{prim} \frac{d\rho_{prim}}{dt}$$

$$\frac{d\rho_{prim}}{\partial dt} = \underbrace{\left(\frac{\partial \rho_{prim}}{\partial P}\right)_{T=cste} \cdot \frac{dP}{dt}}_{A} + \underbrace{\left(\frac{\partial \rho_{prim}}{\partial T}\right)_{P=cste} \cdot \frac{dT}{dt}}_{B},$$

où V_{prim} désigne le volume initial du primaire.

Le terme A est facile à calculer, car nous avons supposé la pression constante tout au long du circuit primaire. Il n'en est pas de même pour le terme B qui fait intervenir la température du circuit qui est fonction de la zone considérée du circuit primaire. La solution la plus évidente consiste à reprendre les zones déjà considérées pour la modélisation du circuit primaire, du coeur et des générateurs de vapeur et à affecter chacune d'un coefficient proportionnel à la masse d'eau qu'elle contient. Ces zones sont les suivantes (voir figures 8 et 9) :

- les plenums inférieur et supérieur du coeur ;
- les deux zones de réfrigérant du coeur,

- les branches chaude et froide ;
- les boîtes à eau d'entrée de chacun des générateurs ;
- les boîtes à eau de sortie de chacun des générateurs ;
- les tranches PR_1, PR_2, PR_3, PR_4 de chacun des générateurs.

Nous dénombrons donc 18 zones où il nous faut calculer d'une part les dérivées de la température par rapport au temps, d'autre part les dérivées partielles de la masse volumique par rapport aux différentes températures.

Ce calcul prendrait beaucoup de temps à chaque pas d'intégration, bien que les dérivées des températures soient évaluées dans le calcul de chacun des modèles. Mais les masses volumiques sont calculées sous forme de polynômes et leur calcul augmente le temps d'intégration d'autant.

Nous avons donc cherché à définir une température moyenne qui nous permette de calculer la variation de volume sans être obligés de découper le circuit primaire en de nombreuses zones. Pour cela, nous allons étudier le bilan d'énergie du circuit primaire.

Dans la traversée du coeur, le fluide primaire reçoit de l'énergie du combustible. Ce même fluide cède de l'énergie au secondaire du générateur de vapeur. Pout tout état d'équilibre, le bilan énergétique est nul : il y a un transfert d'énergie du coeur au générateur de vapeur avec un rendement égal à 1 (compte-tenu des hypothèses faites pour la modélisation). En régime transitoire, un déséquilibre peut se produire ; par exemple, une augmentation de charge créé une augmentation de débit vapeur. Le secondaire du générateur de vapeur va donc absorber plus d'énergie, pendant les premières secondes du transitoire, que ne va en fournir le coeur. La différence sera alors fournie par l'eau primaire. On constate en effet une diminution rapide de la température de la branche froide, avant que la température de la branche chaude ne commence à monter. La température de la branche froide remonte alors pour se stabiliser à sa valeur initiale à la fin du transitoire. Le circuit primaire joue le rôle de réserve d'énergie. La différence d'énergie, positive ou négative, est soit stockée, soit cédée par la masse d'eau qui circule.

Exprimons l'énergie reçue par le circuit primaire :

- la quantité de chaleur cédée par le combustible au réfrigérant est la suivante :

$$HA_{f-c} \cdot (T_{fu} - T_c)$$

où HA_{fc} est le coefficient de transfert de chaleur du combustible au réfrigérant.

- la quantité de chaleur cédée au secondaire est :

$$H_{ps} \cdot (T_f - T_{sat})$$

où H_{ps} est le coefficient de transfert de chaleur entre le primaire et le secondaire.

La puissance reçue par l'eau primaire peut s'exprimer à partir d'une température moyenne du primaire et d'une chaleur spécifique moyenne de l'eau sous la forme :

$$C_{prim} \cdot M_{prim} \frac{dT_{prim}}{dt}$$

où : C_{prim} : chaleur spécifique moyenne du primaire (calculée en fonction de la consigne de température moyenne du primaire) ;

M_{prim} : masse d'eau participant aux échanges ;

T_{prim} : température moyenne du circuit primaire.

Le bilan d'énergie s'écrit alors :

$$C_{prim} \cdot M_{prim} \frac{dT_{prim}}{dt} = HA_{fc}(T_{fu} - T_c) - H_{ps}(T_f - T_{sat})$$

Reprenons l'expression du débit d'expansion Q_{ex} :

$$Q_{ex} = V_{prim} \left.\frac{\partial \rho_{prim}}{\partial P}\right|_{T=cste} \cdot \frac{dP}{dt} + \underbrace{V_{prim} \left.\frac{\partial \rho_{prim}}{\partial T}\right|_{P=cste} \cdot \frac{dT}{dt}}_{B}$$

Nous pouvons maintenant calculer le second terme à partir de la température T_{prim} que nous venons de définir. Soit :

$$B = V_{prim} \cdot \left.\frac{\partial \rho_{prim}}{\partial T}\right|_{P=cste} \frac{dT_{prim}}{dt}$$

donc :

$$B = \left.\frac{\partial \rho_{prim}}{\partial T}\right|_{P=cste} \cdot \frac{1}{C_{prim} \cdot moy} \cdot \left[HA_{fc}(T_{fu} - T_c) - H_{ps}(T_f - T_{sat})\right]$$

où $V_{prim} = M_{prim} \cdot \frac{1}{\rho_{moy}}$

Les valeurs de ρ_{moy} et de $\partial \rho_{prim}/\partial T$ seront calculées à partir de la valeur de la température moyenne de consigne du circuit primaire.

L'expression finale du débit d'expansion est alors la suivante :

$$Q_{ex} = \left.\frac{\partial \rho_{prim}}{\partial P}\right|_{T=cste} V_{prim} \cdot \frac{dP}{dt} + \left.\frac{\partial \rho_{prim}}{\partial T}\right|_{P=cste} \cdot \frac{1}{C_{prim} \cdot \rho_{moy}}$$

$$\left[HA_{fc}(T_{fu} - T_c) - H_{ps}(T_f - T_{sat})\right]$$

Des comparaisons des résultats obtenus par cette formulation avec ceux de codes utilisant la formulation classique ont montré que les différences sont minimes et n'ont pas d'influence sensible sur l'évolution de la pression et du niveau liquide.

II.3. LES CALCULS EN REGIME STATIQUE.

II.3.1. Nécessité du calcul du régime statique.

Nous avons linéarisé certains des modèles décrits ci-dessus au voisinage d'un régime d'équilibre. La valeur de la plupart des grandeurs caractérisant le fonctionnement d'une centrale nucléaire, lorsqu'elle fonctionne au régime choisi comme régime initial, va donc intervenir dans la modélisation. Des erreurs sur ces valeurs pourraient conduire à des modèles faux. Plutôt que de rechercher, pour chaque cas considéré, la plupart des valeurs utiles, mais avons préféré intégrer une séquence d'initialisation au simulateur.

Pour le coeur, il n'y a pas de problème car la seule donnée à connaître est la puissance neutronique, exprimée en pourcentage de la puissance nominale neutronique. Nous admettrons qu'elle est égale à la puissance électrique, quand celle-ci est donnée en pourcentage de la puissance électrique nominale (930 MW). Ceci revient à supposer que le rendement est constant, quelle que soit la puissance fournie.

Pour les générateurs de vapeur et le pressuriseur, ce n'est pas aussi simple. Plusieurs possibilités nous sont offertes pour calculer le régime initial. La plus simple consiste à se référer aux courbes de variation des températures en fonction de la charge (voir figure 6). A partir de ces courbes, en connaissant la puissance électrique fournie, on peut calculer ou une des températures primaires ou la température du secondaire. Le code de simulation des générateurs de vapeur que nous avons utilisé se fixe comme données de base les grandeurs secondaires pour calculer le régime statique. A partir de la température de saturation, on peut calculer toutes les grandeurs des générateurs de vapeur, et en particulier les températures des branches chaude et froide. Ces températures nous permettent alors de calculer les grandeurs du pressuriseur, les enthalpies massiques et les masses respectives de liquide et de vapeur, en particulier. Nous détaillons ces calculs ci-dessous.

II.3.2. Régime initial du générateur de vapeur.

Pour pouvoir utiliser le code de modélisation décrit ci-dessus, il est nécessaire de calculer certaines grandeurs secondaires à partir de la température de saturation. Ce sont :

T_d : la température de l'eau dans le downcomer ;

W_1 : le débit de recirculation ;

Q_B : la puissance échangée en zone bouillante ;

Q_{NB} : la puissance échangée en zone non-bouillante.

D'autre part, nous imposerons la valeur initiale de χ_e (qualité de vapeur) du débit d'eau alimentaire W_{fi} (égal au débit vapeur en régime statique, et le débit vapeur se calcule aisément à partir de la puissance électrique) et la température de l'eau alimentaire. A partir de ces données, nous allons calculer les quatre grandeurs nécessaires.

A l'équilibre on a donc :

$$W_{so} = \chi_{e1} W_{14} + \chi_{e2} W_{24}$$

et tous les débits sont égaux :

$$W_{11} = W_{12} = W_{13} = W_{14}.$$

Calculons les températures initiales des deux downcomers : T_{d1}, T_{d2}. Pour cela, nous écrivons le bilan d'énergie dans les deux downcomers :

$$(W_{11} - (1-\chi_{e1})W_{11})T_{fi} = W_{fi}T_{fi} = W_{11}T_{d1} - (1-\chi_{e1})W_{11}T_{sat}$$

d'où l'expression de T_{d1}, et celle de T_{d2} par similitude :

$$T_{d1} = \chi_{e1}T_{fi1} + (1-\chi_{e1})T_{sat}.$$

$$T_{d2} = \chi_{e2}T_{fi2} + (1-\chi_{e2})T_{sat}.$$

A partir de ces valeurs, il nous faut exprimer les puissances transférées, d'une part en zone bouillante et d'autre part en zone non-bouillante.

Le bilan d'énergie dans la zone non-bouillante s'écrit :

$$Q_{NB1} = C_{p2} \cdot W_{14} \cdot (T_{sat} - T_{d1})$$

soit :

$$Q_{NB1} = C_{p2} \frac{W_{fi1}}{\chi_{e1}} (T_{sat} - T_{d1})$$

$$Q_{NB2} = C_{p2} \frac{W_{fi2}}{\chi_{e2}} (T_{sat} - T_{d2})$$

Dans la zone bouillante on obtient :

$$Q_{B1} = \chi_{e1} W_{14} \times (HF_1 - HG) = W_{fi1} \times (HF_1 - HG)$$

$$Q_{B2} = \chi_{e2} W_{24} \times (HF_2 - HG) = W_{fi2} \times (HF_2 - HG)$$

où HF_1, HF_2, HG désignent les enthalpies massiques du liquide non-bouillant, bouillant et de la vapeur saturée.

Les calculs du régime statique sont décrits dans l'annexe II

II.3.3. Régime initial du pressuriseur.

Les calculs précédents nous donnent les températures des branches chaude et froide du primaire. La pression, en régime équilibré, est constante et égale à 155 bars. Les deux phases (eau-vapeur) du pressuriseur sont à l'équilibre thermodynamique. Le niveau d'eau dans le pressuriseur est égal à sa valeur de consigne, elle-même fonction de la température moyenne du primaire.

Les étapes suivies sont décrites ci-dessous :

- calculer les enthalpies massiques de l'eau des branches chaude et froide à partir des tables de l'eau ;

- calculer les enthalpies massiques et les volumes massiques des deux phases du pressuriseur à partir des tables de l'eau à saturation ;

- à partir de la température moyenne du primaire, estimer le niveau d'eau dans le pressuriseur ;

- déduire de cette valeur, la masse de liquide contenue dans le pressuriseur ;

- connaissant cette dernière et les volumes massiques des deux phases, on peut calculer la masse de vapeur.

Ces données sont suffisantes pour étudier des transitoires autour du point d'équilibre considéré.

Chapitre III

IMPLANTATION SUR MINI-ORDINATEUR

III.1. LE CALCULATEUR UTILISE.

Le simulateur a été construit autour d'un mini-ordinateur Solar 16-65 constuit par la SEMS (Société Européenne de Mini-informatique et de Systèmes). C'est un calculateur de milieu de gamme, qui comporte un opérateur flottant câblé simple et double précision et une mémoire vive de 64 kilo mots de 16 bits. Nous avons choisi comme langage de simulation le Fortran IV, qui est disponible sur cette machine et qui allie à la facilité de programmation, la possibilité d'implanter les programmes sur d'autres machines sans que cela nécessite de grandes modifications.

A ce calculateur, sont associés les périphériques suivants :

- une unité de disque à têtes mobiles qui se compose en réalité de deux disques de 5 Mega octets, l'un fixe, où le système est implanté, l'autre mobile où sont stockés les programmes d'exploitation de l'utilisateur. La vitesse de transmission est de 312 kilo octets par seconde et le temps d'accès maximal est de 70 millisecondes ;

- un télétype qui sert de console de service pour commencer l'exécution d'un programme ou pour interrompre une simulation ;

- un lecteur de cartes dont la vitesse de lecture est de 400 cartes par minute. Ce lecteur nous servira à introduire divers paramètres ;

- une imprimante semi-rapide de vitesse d'impression 180 caractères par seconde et qui comporte 132 caractères par ligne ;

- une console de visualisation Tektronix 4012 monochromatique. Cette console nous servira d'une part pour introduire des données, d'autre part pour visualiser des résultats, sous forme de tableaux ou de courbes. Elle est connectée à un système de reproduction "hardcopy" qui permet de conserver ces courbes ;

- une console de visualisation Tektronix 4027 couleur. Celle-ci ne nous sert qu'à visualiser l'évolution des grandeurs choisies pendant une simulation ;

- une table traçante Tektronix 4662, qui permet de tracer les courbes visualisées sur l'une ou l'autre des consoles ;

- une chaîne d'acquisition de données analogiques comportant 16 voies en parallèle. La résolution du convertisseur est de 11 bits plus le signe. La fréquence maximale d'échantillonnage est de 32 kHz pour une seule voie. Cette chaîne nous permettra de fixer certaines consignes de pilotage et de les modifier en cours d'exécution ;

- une chaîne de sortie analogique constituée de 8 voies. Ces voies sont reliées à des enregistreurs papier de type Allco et permettent de suivre l'évolution des grandeurs non visualisées sur les consoles ;

- une chaîne d'entrées-sorties Tout ou Rien. Ces interrupteurs seront utilisés pour mettre les régulations en ou hors service, sélectionner les composants de la centrale à simuler et choisir les grandeurs à visualiser (qui pourront être modifiées en cours de simulation). Les sorties seront couplées à des voyants qui signaleront les alarmes que nous avons choisis d'intégrer aux éléments simulés ;

- deux dérouleurs de bandes magnétiques, qui permettront de stocker l'évolution de toutes les grandeurs lors d'un essai de simulation de façon à pouvoir exploiter ces résultats par la suite.

Pour simplifier les tâches de l'utilisateur, nous avons conçu un pupitre de commande, relié aux périphériques décrits ci-dessus et qui regroupe les diverses commandes à la disposition de l'utilisateur ainsi que la visualisation des alarmes et les enregistreurs de courbes.

Nous avons déjà précisé que le langage utilisé est le Fortran. Mais pour certains des périphériques décrits ci-dessus, nous disposons des bibliothèques de sous-programmes du constructeur, en particulier pour les chaînes d'entrée-sortie. Ces sous-programmes sont alors ou en Assembleur ou en Basic, mais ils sont tous appelables en Fortran.

Les deux consoles de visualisation ont nécessité la mise au point d'un logiciel de tracé, utilisable aussi pour la table traçante et qui sera décrit en annexe IV.

III.2. AVANTAGES ET INCONVENIENTS DES MINI-ORDINATEURS.

Développer un simulateur autour d'un calculateur de milieu de gamme tel que le Solar 16-65 présente de nombreux avantages par comparaison avec l'implantation des modèles sur un gros ordinateur. Un gros ordinateur fonctionne la plupart du temps en temps partagé ou alors en traitements par lots, ce qui peut être incompatible avec la notion de simulation en temps réel. D'autre part, il dispose rarement de périphériques d'entrées-sorties analogiques et numériques et les tracés de courbes ne sont pas traités en même temps que le programme. Pour obtenir les résultats d'un cas de simulation, il faut donc attendre la sortie des courbes ce qui est inacceptable pour un simulateur d'enseignement.

Par contre, ce type de machine possède des caractéristiques très performantes. Elles sont en général 10 à 20 fois plus rapides que les calculateurs de milieu de gamme et disposent d'une capacité mémoire très importante. Nous pouvons donc affirmer qu'en utilisant un tel ordinateur nous n'aurions pas rencontré les limitations en taille mémoire ou en temps de calcul qui nous ont gênés. Le Solar 16-65 comporte 128 K-mots de 16 bits de mémoire centrale, dont 64 K-mots sont réservés à l'implantation du système. Les 64 K-mots restants sont divisés en deux partitions de 32 K-mots chacune, l'une étant affectée aux données, l'autre au programme.

Le système global d'équations différentielles auquel nous sommes parvenus se compose de 67 équations différentielles auxquelles il faut ajouter quelques équations algébriques. Mettre ce système sous la forme matricielle classique :

$$[A][\dot{X}] = [B][X] + [C][U]$$

nous conduirait à définir :

deux matrices [A] et [B] de dimensions (67 × 67)
deux matrices [$\dot{X}$] et [X] de dimension 67
et une matrice [C] de dimensions (67 × 2)

Inverser une matrice de la taille de la matrice A nous obligerait à utiliser la double précision. Or, sur le Solar 16-65 une variable double-precision occupe 4 mots de mémoire. Les cinq matrices qui nous sont nécessaires occuperaient, dans ce cas, 36 K-mots de mémoire. Comme nous n'en disposons pas, il nous faut trouver une autre solution.

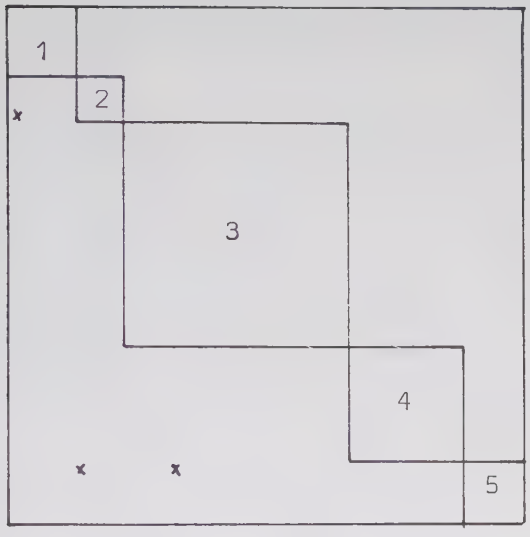
Un autre inconvénient est le temps de calcul. En supposant que la taille mémoire soit suffisante, la formulation donnée ci-dessus nous conduirait à des temps de calculs incompatibles avec la notion de temps réel. En effet, l'inversion de la matrice [A] requiert un temps de calcul considérable que nous n'avons pas mesuré mais que nous pouvons estimer. L'inversion d'une matrice de même genre (en réalité, la matrice [A] du sous-système définissant un générateur de vapeur) demande environ 50 secondes. Si nous admettons que le rapport des temps de calcul est proportionnel au cube du rapport des dimensions des matrices, nous constatons que le temps nécessaire à l'inversion d'une matrice 67 × 67 est de l'ordre de : 1 h et 15 mn. C'est une possibilité qui n'est pas envisageable.

Nous décrivons ci-dessous les méthodes que nous avons utilisées pour pallier ces inconvénients.

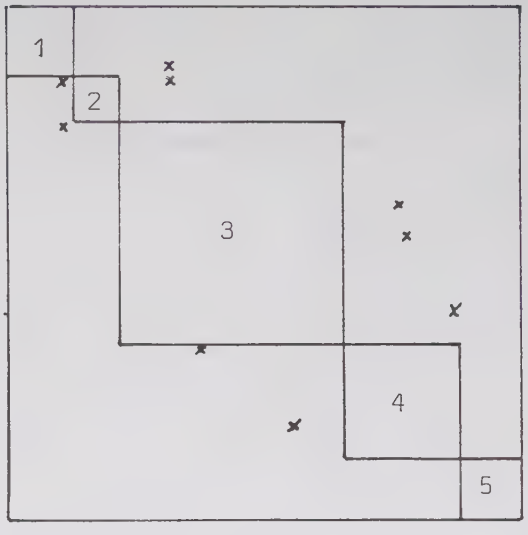
Comme nous l'avons vu plus haut, il est hors de question de modeliser le système global. La solution la plus simple consiste alors à le diviser en plusieurs sous-systèmes couplés entre eux par certaines grandeurs que nous définirons. C'est celle que nous avons retenue.

En effet, les matrices [A] et [B] de dimensions (67 × 67) sont des matrices dites creuses. Cette particularité est due au système simulé et au fait que nous avons regroupé des modèles de divers composants. Entre le modèle du coeur et le modèle des générateurs de vapeur, seules deux grandeurs sont communes : il s'agit des tempéra-

tures branche chaude et branche froide. Entre le pressuriseur et le circuit primaire trois grandeurs servent au couplage : les températures du circuit primaire et la pression. Ecrire ce système de façon globale conduit donc à des matrices où apparaissent plusieurs blocs vides, comme le montre le schéma ci-dessous :



Matrice [A]



Matrice [B]

Dans ce cas, découper le système en sous-systèmes est donc très avantageux. Malheureusement, cela supprime la notion de simultanéité dans les calculs. En effet, les calculs relatifs aux différents blocs ne peuvent être faits que séquentiellement. Par exemple, si nous respectons l'ordre indiqué ci-dessus, pour calculer les grandeurs relatives au générateur de vapeur, il nous faut connaître la température de sortie du coeur, qui a déjà été calculée pour cet instant d'intégration, mais aussi les débits d'eau alimentaire et de vapeur dont nous ne connaissons les valeurs qu'à l'instant précédent. Nous avons donc utilisé la méthode d'Euler, la plus simple des méthodes d'intégration, pour évaluer les valeurs des débits d'eau et de vapeur à l'instant t_n, lorsque ces valeurs sont connues à l'instant t_{n-1}. La formulation nous permettant de calculer à la fois la valeur du débit et de sa dérivée, appliquer l'équation d'Euler n'entraîne pas de calculs compliqués et coûteux en temps. L'erreur commise en utilisant la méthode d'Euler pour prédire la valeur d'une grandeur au lieu d'un calcul global n'excède pas 1 pour mille de la valeur exacte, pour une valeur correcte du pas d'intégration (inférieur à 5 secondes).

La méthode utilisée pour intégrer les sous-systèmes est indiquée à la figure 15. La seule grandeur nécessaire est la variation de puissance du turbo-alternateur. A partir de cette valeur, nous pouvons calculer toutes les autres grandeurs de la centrale. La décomposition du système global en sous-systèmes respectant l'organisation physique présente d'autres avantages : nous pouvons, par exemple, modifier le modèle de coeur ou le remplacer par un autre modèle, sans que cela n'introduise de grands changements dans le programme général.

Malgré tout, cette décomposition n'est pas suffisante et nous ne disposons toujours pas de suffisamment d'espace mémoire. Nous avons donc utilisé la technique dite de "l'overlay" qui a pour principe de charger en mémoire centrale un sous-programme, uniquement lorsqu'il est utilisé. Le reste du temps, ces sous-programmes sont stockés sur un disque. Notre programme se prête bien à cette organisation, car il peut être décomposé en un certain nombre de sous-programmes qui seront exécutés séquentiellement. Le transfert des données d'une branche de l'overlay à une autre se fera la plupart du temps par l'intermédiaire de fichiers directs définis sur le disque. Le nombre de branches est calculé en fonction de l'espace-mémoire nécessaire à chacune et en cherchant à respecter au maximum la configuration physique du système. Cette méthode présente en outre l'avantage que la modification d'un paramètre de l'un ou l'autre des blocs ne nous amène pas à recalculer tous les blocs.

III.2.2. Résolution du problème posé par le temps de calcul.

Il nous faut d'abord distinguer deux types de sous-systèmes : ceux qui sont linéaires (tout au moins linéarisés autour d'un point d'équilibre) et ceux qui ne sont pas linéaires.

- Les premiers comprennent : le coeur, les générateurs de vapeur, la régulation de température moyenne (mis à part la commande des grappes qui sera simulée par un sous-programme).

- Les autres sont au nombre de deux : le pressuriseur et ses régulations et les régulations de niveau des générateurs de vapeur.

Tous ces systèmes sont sous la forme : $[A][\dot{X}] = [B][X] + [C][E]$. Pour pouvoir intégrer ces systèmes, il est donc nécessaire de les mettre sous la forme suivante :

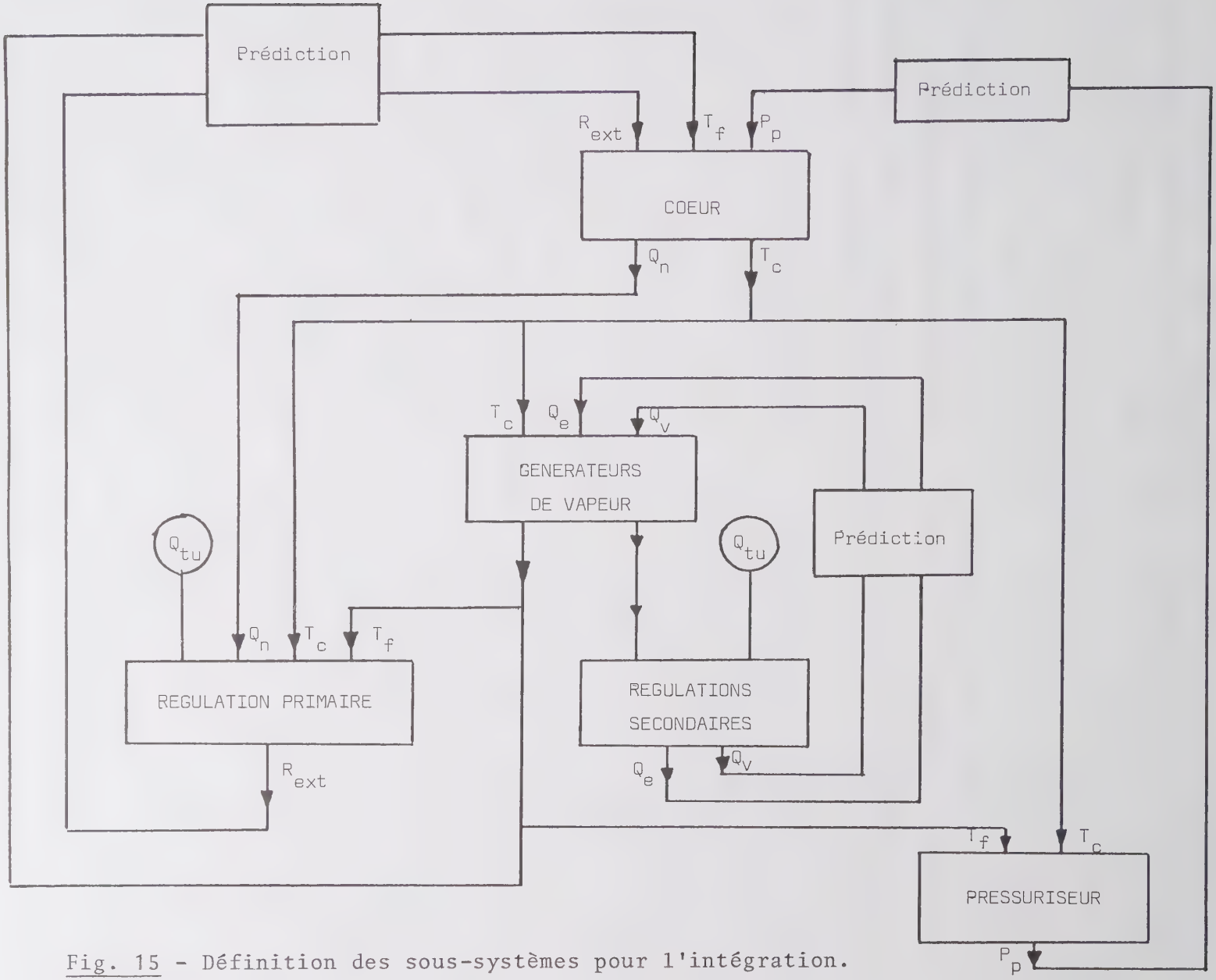


Fig. 15 - Définition des sous-systèmes pour l'intégration.

Signification des symboles

R_{ext} : Réactivité extérieure

T_f : Température branche froide

P_p : Pression primaire

T_c : Température branche chaude

Q_n : Puissance neutronique

Q_e : Débit eau alimentaire

Q_v : Débit vapeur

N_1 : Niveau d'eau générateur

Q_{tu} : Puissance turbine

$$\dot{[X]} = [A^{-1}][B][X] + [B^{-1}][C][E].$$

Pour passer d'une formulation à l'autre, il faut inverser la matrice [A]. Dans le cas des systèmes linéaires, cela n'est pas très contraignant car la matrice [A] n'est pas fonction du temps et l'inversion n'est à faire qu'une seule fois. Par contre, pour un système non-linéaire, il faut inverser cette matrice à chaque pas d'intégration, ce qui augmente considérablement le temps nécessaire à une itération. Nous avons donc préféré, pour les régulations de niveau des générateurs de vapeur mettre le sous-système directement sous la forme $\dot{[X]} = [D][X] + [G][E]$ par substitution des grandeurs par leur expression. Ce calcul est détaillé au chapitre II.

Le temps de calcul est alors directement lié à la méthode d'intégration utilisée. Il en existe de nombreuses, possédant chacune leurs avantages et leurs inconvénients. Nous avons choisi d'en étudier trois, chacune d'entre elles étant caractéristique d'une classe de méthodes :

- la méthode de l'exponentielle matricielle ;
- une méthode de Runge-Kutta ;
- une méthode de prédiction-correction.

Le paragraphe suivant suivant décrit ces méthodes et les résultats obtenus en utilisant chacune d'entre elles.

Les deux points que nous venons d'étudier sont ceux qui ont le plus d'influence sur le temps de calcul, mais d'autres artifices peuvent nous permettre d'améliorer encore le résultat obtenu. Par exemple, les matrices qui définissent les sous-systèmes sont souvent creuses : beaucoup de leurs éléments sont nuls ; si nous faisons des produits de matrices sans nous en préoccuper, il est bien évident que nous calculerons bien des termes nuls. En évitant de faire ces produits, nous améliorerons quelque peu le temps de calcul. D'autre part, la scrutation à chaque pas d'intégration de toutes les entrées analogiques et tout ou rien n'est pas indispensable. Il suffit de le faire lorsque un quelconque paramètre a été modifié, ce qui peut être indiqué par l'opérateur à l'aide d'une clef. Seule la position de cette clef sera donc à acquérir à chaque pas. Le problème du temps de calcul n'est donc pas aussi facile à résoudre que celui de l'espace mémoire, car il met en jeu de nombreux

artifices de programmation, ce qui nécessite de nombreuses itérations avant la mise au point complète du programme.

III.3. LES ALGORITHMES D'INTEGRATION NUMERIQUE.

Tous les sous-systèmes que nous avons à intégrer, séparément compte-tenu de ce que nous avons précisé plus haut, sont définis par l'équation matricielle :

$$[\dot{X}] = [A][X] + [B][E]$$

où : [X] est le vecteur d'état ;
[$\dot{X}$] sa dérivée ;
[E] le vecteur de commande.

Les matrices [A] et [B] sont exprimées de façon numérique, donc directement utilisables.

Ces systèmes différentiels du premier ordre posent un problème classique d'intégration qui peut être résolu par de nombreuses méthodes. Notre but n'étant pas ici, de mettre au point une nouvelle méthode, mais de choisir la plus performante pour notre système, parmi celles existant déjà, nous nous sommes limités à étudier les méthodes suivantes :

- la méthode de l'exponentielle matricielle ;
- une méthode de Runge-Kutta ;
- les méthodes de prédiction-correction.

La caractéristique commune à ces trois méthodes est que la solution sera obtenue sous forme d'une fonction discrète du temps. Le pas h de cette fonction, fixé à l'avance est le pas d'intégration. La valeur du vecteur [X] au point $t_{i+1} = t_{i+h}$ sera obtenue à partir de l'information contenue dans les valeurs déjà calculées de cette fonction aux points t_o, t_1, ... t_i.

Nous rappelons succinctement ci-dessous le principe de chaucune de ces méthodes avant d'étudier les conditions de stabilité et de précision. Des résultats obtenus par chaque méthode sont ensuite comparés et nous indiquons ensuite la méthode retenue et les raisons de ce choix.

III.3.1. Description succincte des algorithmes étudiés.

Les méthodes de type Runge-Kutta [28].

Pour simplifier, posons le problème sous la forme : $y' = f(x,y)$ où x est la variable indépendante, dans notre cas, le temps, et y le vecteur des variables d'état. La méthode de Runge-Kutta consiste à chercher la valeur y_{n+1} de la fonction au point x_{n+1} sous la forme :

$$y_{n+1} = y_n + \alpha_0 K_0 + \alpha_1 K_1 + \alpha_2 K_2 + \alpha_3 K_3$$

avec : $K_0 = hf(x_n, y_n)$;

$K_1 = hf(x_n + \mu_1 h,\ y_n + \lambda_{1,0} K_0)$;

$K_2 = hf(x_n + \mu_2 h,\ y_n + \lambda_{2,0} K_0 + \lambda_{2,1} K_1)$

$K_3 = hf(x_n + \mu_3 h,\ y_n + \lambda_{3,0} K_0 + \lambda_{3,1} K_1 + \lambda_{3,2} K_2)$

Cette formule est dite d'ordre 5.

On désire, en outre que le développement de y autour de x_n coïncide également avec le développement de Taylor qui est :

$$y_{n+1} = y_n + hy'_n + \frac{h^2}{2} y''_n + \frac{h^3}{3} y_n^{(3)} + \ldots$$

Ce développement doit contenir bien évidemment autour de termes que l'expression définie plus haut. Sachant que l'on peut écrire $y'_n = f(x_n, y_n)$, on peut calculer les valeurs des coefficients α, λ, K par identification entre les deux formules. Cela nous conduit à plusieurs solutions possibles. Le nombre d'équations n'étant pas égal au nombre d'inconnues.

Nous avons retenu le système suivant, le plus répandu dans la littérature :

$$K_0 = hf(x_n, y_n)$$

$$K_1 = hf\left(x_n + \frac{h}{2},\ y_n + \frac{K_0}{2}\right)$$

$$K_2 = hf\left(x_n + \frac{h}{2},\ y_n + \frac{K_1}{2}\right)$$

$$K_3 = hf(x_n + h,\ y_n + K_2)$$

$$y_{n+1} = y_n + \frac{1}{6}(K_0 + 2K_1 + 2K_2 + K_3)$$

L'inconvénient majeur de cette méthode est qu'elle nécessite quatre évaluations de la fonction à chaque pas d'intégration, ce qui peut conduire à des temps de calcul élevés, si le vecteur Y est de grande dimension.

La méthode d'exponentiation de matrices.

Cette méthode est particulièrement adaptée au traitement par ordinateur, car elle fait intervenir le développement en série d'une exponentielle [29]. Reprenons le système sous forme d'état :

$$[\dot{X}] = A[X] + [U] \qquad (1)$$

Supposons que le vecteur [U] de commande est nul. L'équation (1) est alors homogène :

$$[\dot{X}] = A[X]$$

Sa solution est $[X(t)] = [\phi(t)][X(o)]$ où $\phi(t)$, dite exponentielle de la matrice A est définie par :

$$\phi(t) = I + At + \ldots + \frac{A^k t^k}{k!} + \ldots$$

On en déduit les propriétés suivantes :

. $\dot{\phi}(t) = A\phi(t)$

. $X(t_1) = \phi(t_1 - t_o)X(t_o)$

$X(t_2) = \phi(t_2 - t_1)X(t_1)$

$= \phi(t_2 - t_o)X(t_o)$

donc :

$$\phi(t_2 - t_o) = \phi(t_2 - t_1)\phi(t_1 - t_o)$$

Si nous supposons maintenant que le vecteur U est constant entre deux instants d'intégration, la solution générale de l'équation s'obtient en supposant qu'on peut la mettre sous la forme :

$$X(t) = \phi(t).C(t)$$

$$\dot{X}(t) = \phi(t)C(t) + \phi(t)\dot{C}(t) = A\phi(t)C(t) + U$$

or :

$$\dot{\phi}(t) = A\phi(t)$$

donc cette équation se ramène à :

$$\phi(t)\dot{C}(t) = U \leftrightarrow \dot{C}(t) = \phi^{-1}(t)U(t)$$

La solution générale est donc :

$$X(t) = \phi(t)\ \ X(o) + \int_o^t \phi^{-1}(\tau)U(\tau)d\tau$$

qui devient, compte-tenu des remarques précédentes :

$$X(t) = \phi(t)X(o) + \int_o^t \phi(t-\tau)U(\tau)d\tau$$

donc, en numérique, avec un pas d'intégration h :

$$X(t+h) = \phi(h)X(t) + \int_t^{t+h} \phi(t+h-\tau)U(\tau)d\tau$$

et dans le cas où U est constant entre deux instants d'intégration :

$$X(t+h) = \phi(h)X(t) + U(t) \int_t^{t+h} \phi(t+h-\tau)d\tau$$

L'intégrale se calcule aisément en faisant le changement de variables

$$\theta = t + h - \tau$$

et le résultat final est :

$$X(t+h) = \phi(h)X(t) + A^{-1}(\phi(h) - I)U(t)$$

Cette formule présente l'avantage, pour un système linéaire, de ne nécessiter à chaque pas d'intégration que des produits de matrices, les matrices $\phi(h)$ et $A^{-1}(\phi(h) - I)$ pouvant être calculées une fois pour toutes.

Nous utilisons, pour calculer ces deux matrices, le sous-programme Matexp, mis au point à Oak Ridge Laboratory [31]. Celui-ci présente l'avantage de ne pas inverser la matrice A, opération toujours difficile pour des matrices de grande taille.

Les méthodes de prédiction-correction [30].

Ces méthodes résultent de la combinaison de deux formules et déterminent la valeur de la fonction y_{n+1} de la fonction en deux étapes :

- Prédiction :

On calcule une valeur approchée y^*_{n+1} de y_{n+1} en écrivant :

$$y^*_{n+1} = y_{n-k} + \int_{t_{n-k}}^{t_{n+1}} f(x,y)dx$$

L'intégrale est calculée par une formule ne faisant pas intervenir les valeurs de la fonction aux extrémités de l'intervalle d'intégration :

$$I = h \sum_{j=p}^{q} Aj \; f(x_{n-j}, y_{n-j})$$

d'où l'expression finale de y^*_{n+1} :

$$y^*_{n+1} = y_{n-k} + h \sum_{j=p}^{q} Aj \; f(t_{n-j}, y_{n-j})$$

- Correction :

Connaissant cette valeur approchée, la quantité $f(t_{n+1}, y^*_{n+1})$ est une valeur approchée de la dérivée de la fonction au point d'abscisse t_{n+1}. On peut donc obtenir une meilleure approximation en écrivant :

$$y_{n+1} = y_{n-k} + \int_{t_{n-k}}^{t_{n+1}} f(x,y)dx$$

et en calculant l'intégrale par la méthode de Simpson, puisque l'on connaît les dérivées de la fonction aux points t_{n-k}, ..., t_n et que l'on admet que $f(t_{n+1}, y^*_{n+1})$ est sa valeur en t_{n+1}.

Selon la valeur des indices p, q, k, on obtient des familles différentes, plus ou moins complexes et plus ou moins précises. Nous en avons étudié cinq, dont nous donnons ci-dessous les formules :

- Méthode de Milne :

$$y^*_{n+1} = y_{n-3} + \frac{4h}{3}\left[2y'_{n-2} - y'_{n-1} + 2y'_n\right]$$

$$y_{n+1} = y_{n-1} + \frac{h}{3}\left[y'_{n-1} + 4y'_n + y'^*_{n+1}\right]$$

- Méthode de Hamming :

Prédiction de Milne

$$y_{n+1} = \frac{1}{8}\left\{\left[9y_n - y_{n-2}\right] + 3h\left[\times\ y^{*\prime}_{n+1} + 2y'_n - y'_{n-1}\right]\right\}$$

- Méthode d'Hermite :

$$y^*_{n+1} = -4y_n + 5y_{n-1} + h\left[4y'_n + 2y'_{n-1}\right]$$

Correcteur de Hamming.

- Méthode d'Adams d'ordre 3

$$y^{*}_{n+1} = y_n + \frac{h}{12}\left[23 \times y'_n - 16y'_{n-1} + 5y'_{n-2}\right]$$

$$y_{n+1} = y_n + \frac{h}{12}\left[5y^{*}_{n+1} + 8y'_n - y'_{n-1}\right]$$

- Méthode d'Adams d'ordre 4 :

$$y^{*}_{n+1} = y_n + \frac{h}{24}\left[55y'_n - 59y'_{n-1} + 37y'_{n-2} - 9y'_{n-3}\right]$$

$$y_{n+1} = y_n + \frac{h}{24}\left[9y^{*'}_{n+1} + 19y'_n - 5y'_{n-1} + y'_{n-2}\right]$$

Les résultats obtenus par chacune de ces méthodes sont présentés et discutés ci-après.

II.3.2. Problèmes de stabilité et de précision liés à l'emploi de ces méthodes.

III.3.2.1. Stabilité [30].

Pour définir la stabilité des méthodes du type Runge-Kutta ou de prédiction-correction, on peut faire le raisonnement suivant pour la méthode d'Euler qui est la plus simple des méthodes d'intégration (les calculs pour les autres méthodes sont conduits de la même façon, mais sont plus complexes).

Soit l'équation différentielle :

$$y' = \lambda y$$

L'intégration par la méthode d'Euler donne : $y_{n+1} = y_n + hy'_n$.

$$y_{n+1} = y_n + h\lambda y_n$$

Pour que la stabilité soit assurée, il faut et il suffit que $|1 + h\lambda| < 1$. Cette expression définit un domaine de variations pour $h\lambda$ qui assure la stabilité. On peut ainsi définir un domaine de stabilité pour toutes les méthodes que nous avons étudiées (se reporter à la référence [29] pour les calculs détaillés. On ne peut donc choisir n'importe quelle valeur pour le pas d'intégration. Pour la choisir la plus grande possible, il est donc nécessaire de tenir compte de la stabilité de la méthode utilisée.

Quant à l'exponentiation de matrices, pour que la série converge, il faut et il suffit que $|Max(A(i,j)) \times h|$ soit strictement inférieur à 1. La valeur du pas d'intégration est donc conditionnée par la valeur de l'élément maximal de la matrice A de base. Le sous-programme Matexp permet de s'affranchir, dans une certaine mesure, de cette contrainte. En effet, il diminue le pas d'intégration de moitié jusqu'à ce que le terme Ah soit inférieur à 1. Il modifie ensuite les matrices calculées de façon à les ramener au pas de départ.

III.3.2.2. Précision [30].

La précision est liée, d'une part, à la valeur du pas d'intégration, d'autre part, à l'ordre de la méthode. En effet, pour une méthode du type R-K, plus le nombre de divisions de l'intervalle sera grand, meilleure sera la précision. Les méthodes de prédiction-correction conduisent à une précision d'autant meilleure que le nombre de termes pris en compte est élevé. Quant à Matexp, il est évident que le nombre de termes retenus dans la série permet tout le calcul de l'exponentielle va conditionner la précision.

III.3.2.3. Conclusion :

Ces problèmes de stabilité et de précision revêtent pour nous la plus grande importance. En effet, a priori, pour diminuer le temps de calcul, il semble évident d'augmenter le pas d'intégration. Or, ces quelques considérations sur la stabilité et la précision nous ont montré qu'on ne peut augmenter ce pas sans tenir compte de certaines limitations.

III.3.3. Comparaison entre les différentes méthodes.

Les systèmes que nous avons à intégrer sont sous la forme :

$$[\dot{X}] = [A][X] + [B][E].$$

La stabilité des méthodes est alors liée à la valeur maximale des valeurs propres de la matrice [A]. Le produit $h \times Max(\lambda_j)$ doit être compris à l'intérieur du domaine de stabilité défini ci-dessus.

Pour ne pas avoir à tester tous les sous-systèmes, nous avons choisi d'étudier celui dont les valeurs propres ont les plus grandes valeurs. En effet, si l'intégration de ce sous-système est stable, celle des autres le sera d'autant plus. Nous avons considéré le système de neuf équations différentielles du premier ordre qui représente le comportement neutronique et thermique du coeur du réacteur. Le calcul des valeurs propres de la matrice [A] nous a montré que la valeur la plus élevée (en valeur absolue) était de -300,428.

D'après les considérations précédentes, nous pouvons calculer le pas maximal utilisable pour chaque méthode. Nous avons ensuite fait un essai d'intégration de ce modèle isolé sur une durée de 60 s. Le tableau ci-après rassemble les résultats obtenus. Il est à préciser que ce modèle étant linéaire, le calcul des exponentielles de matrice n'est fait qu'une fois et non à chaque pas d'intégration. Ceci explique la grande différence de temps de calcul observée entre Matexp et les autres méthodes.

Notre critère de choix étant principalement le temps de calcul, nous avons retenu parmi les méthodes précédentes Matexp, Runge-Kotta d'ordre 5 et la méthode d'Adams d'ordre 3. Pour ces trois méthodes, nous avons fait un essai d'intégration sur 280 s.

La précision des trois méthodes étant tout à fait satisfaisante (l'erreur relative est inférieure à 1‰, sur 280 s), par rapport à un essai de référence fait avec Matexp et un pas de 0,1 s, nous avons choisi d'intégrer les modèles linéaires par Matexp et les modèles non-linéaires par la méthode d'Adams d'ordre 3. Le sous-système non-linéaire du modèle global régulations secondaires + pressuriseur comporte les équations du pressuriseur ainsi que celles des régulations secondaires. La matrice qui le définit est d'ordre 23 et ses valeurs propres sont toutes de module inférieur à 2. Ces valeurs propres nous conduisent à choisir un pas d'intégration maximum de 1 s pour assurer à la fois une bonne précision et une bonne stabilité. Des essais faits sur 600 s d'intégration nous ont prouvé que ce but était atteint.

Méthode	Pas maximal	Pas utilisé	Temps de calcul
Runge Kutta	9,27 E-3	9,00 E-3	202,8 s
Matexp	3,40	1,00	72. s
Milne	2,66 E-3	1,00 E-3	instable
Hamming	1,66 E-3	1,50 E-3	643,0 s
Hermite	3,33 E-3	3,00 E-3	316,0 s
Adams 3	5,32 E-3	5,00 E-3	190,8 s
Adams 4	4,32 E-3	4,00 E-3	246,1 s

Tableau comparatif des résultats obtenus pour une durée d'intégration de 60 s, en imprimant les valeurs du vecteur d'état toutes les secondes.

Méthode	Pas maximal	Pas utilisé	Temps de calcul
Runge-Kutta	9,27 E-3	9,00 E-3	962 s
Matexp	3,40	1,00	2,88 s
Adams 3	5,32 E-3	5,00 E-3	834 s

Tableau comparatif des résultats obtenus pour une durée d'intégration de 280 s, sans impression des résultats.

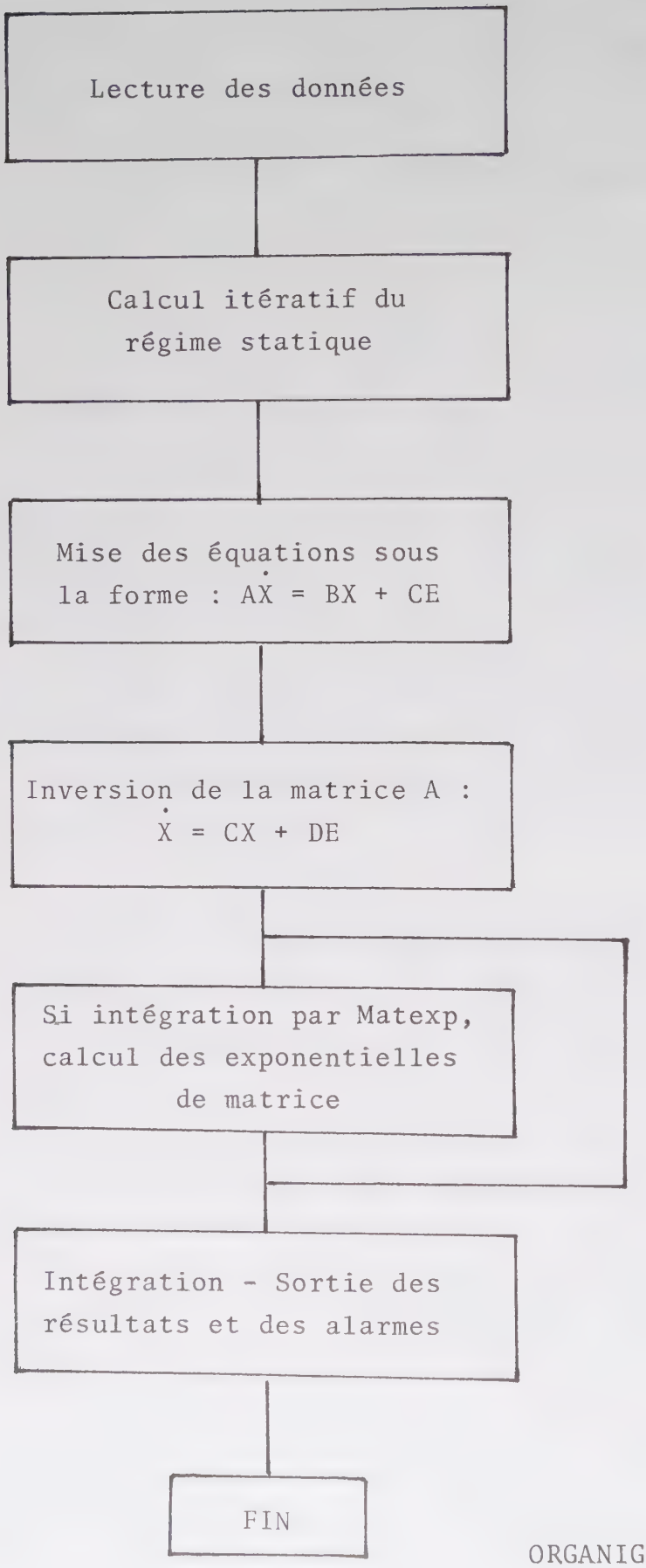
Chapitre IV

LE SIMULATEUR REALISE

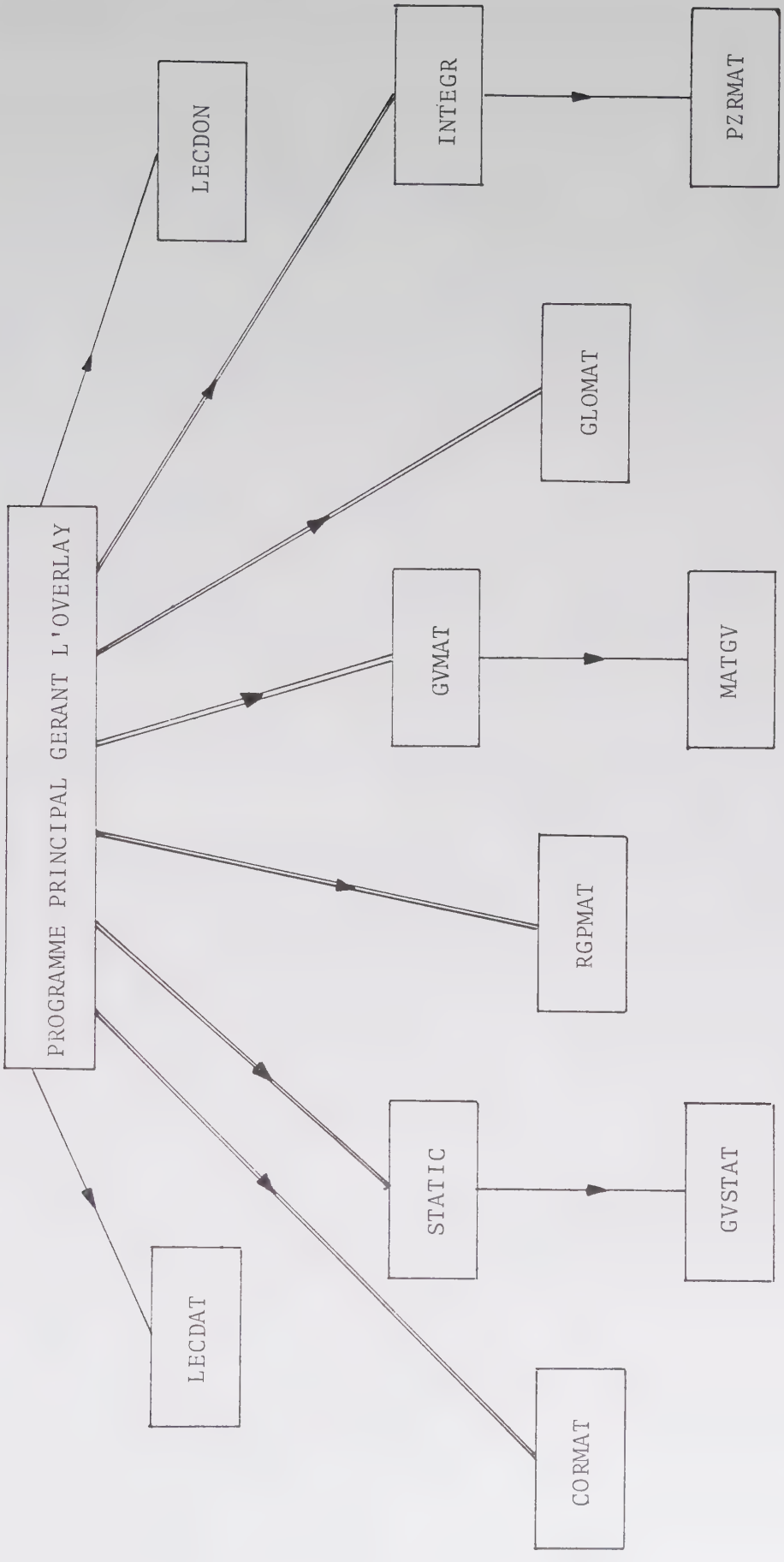
IV.1. DESCRIPTION DU LOGICIEL.

Les considérations relatives aux difficultés d'implantation sur un mini-ordinateur dues aux problèmes de taille mémoire et de temps de calcul nous ont amenés à choisir une structure de programme modulaire. Le système global a été décomposé en plusieurs sous-systèmes caractérisant chacun un élément de la centrale. Ce découpage a été décrit au chapitre précédent, pour ce qui est de l'étape d'intégration. Mais de nombreuses opérations sont nécessaires avant d'arriver à l'étape d'intégration. Elles sont résumées dans l'organigramme de la page 74.

Un tel programme est bien trop important pour le Solar 16-65. Nous avons utilisé l'overlay. Pour cela, il faut le décomposer en sous-programmes. La structure séquentielle décrite précédemment se prête bien à ce découpage. Mais associer une branche de l'overlay à chaque étape n'est pas judicieux, car la modification d'un seul paramètre obligerait à refaire le calcul entier. Nous avons préféré choisir une structure modulaire où chaque module représente un ensemble physique. Cela permet de modifier (par exemple) un paramètre de la chaîne de régulation de température moyenne sans avoir à recalculer les autres modules. L'organigramme général du programme est présenté page 75 . Les différentes branches de l'overlay y sont indiquées.



ORGANIGRAMME GENERAL DE LA SIMULATION


PROGRAMME PRINCIPAL GERANT L'OVERLAY
LECDON
INTEGR
PZRMAT
GLOMAT
GVMAT
MATGV
RGPMAT
STATIC
GVSTAT
LECDAT
CORMAT

Nous décrivons brièvement ci-dessous le rôle de chacune des branches :

- LECDAT et LECDON sont deux sous-programmes permettant, le premier d'entrer tous les paramètres nécessaires à une simulation, le second de modifier certains des paramètres entrés par LECDAT pour une nouvelle simulation.

- STATIC calcule le régime statique des deux générateurs de vapeur et du pressuriseur. Pour chaque générateur de vapeur, il fait appel au sous-programme GVSTAT qui fait le calcul itératif des données nécessaires. Si les deux générateurs sont en régime équilibré, GVSTAT n'est appelé qu'une fois. Les valeurs résultantes sont stockées sur un fichier à accès direct sur le disque.

- CORMAT calcule les matrices A, B permettant d'écrire les équations différentielles du modèle de coeur sous la forme $\dot{X} = AX + BE$. Ces matrices sont écrites sur le disque, dans un fichier à accès direct.

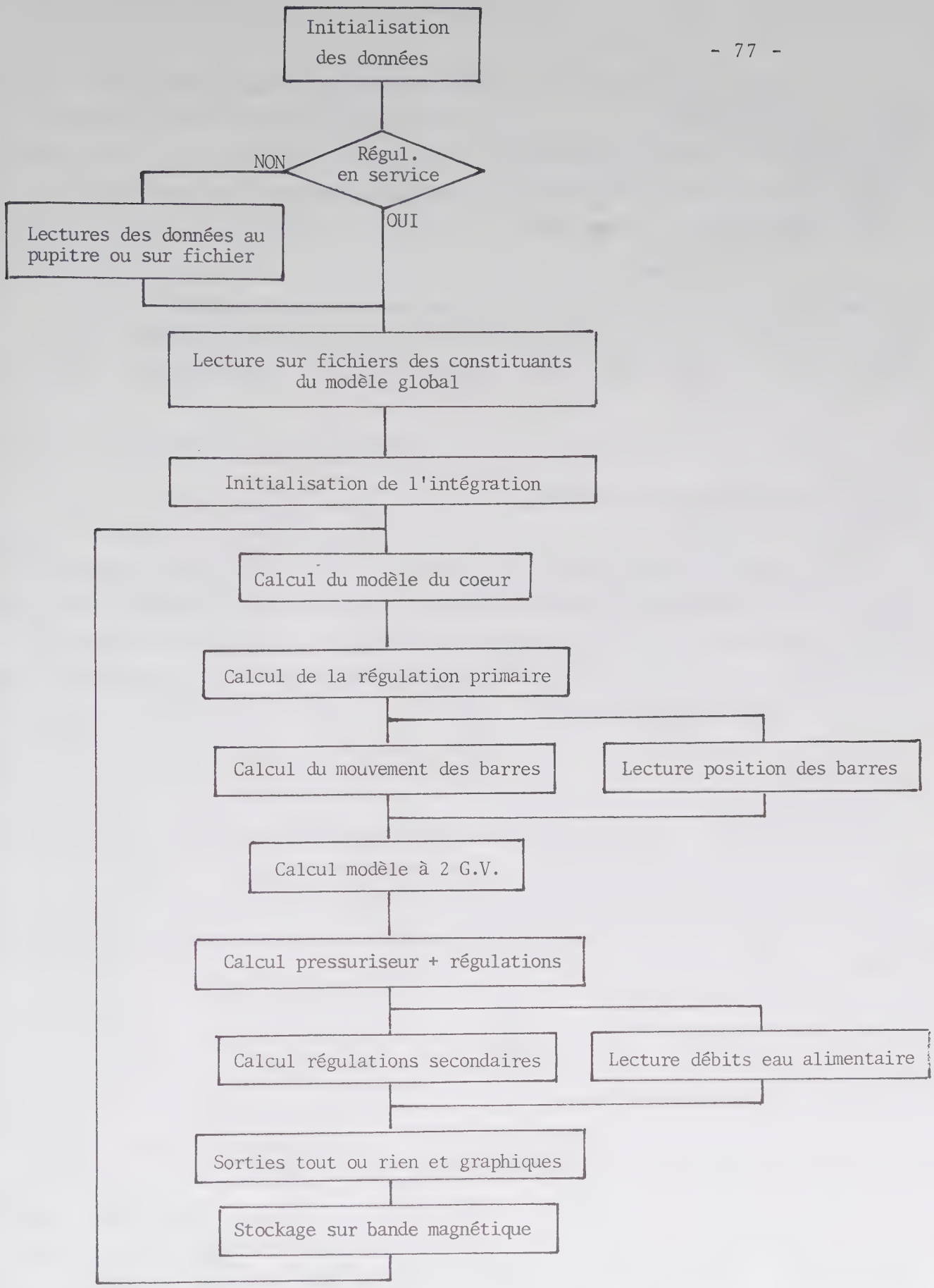
- RGPMAT fait les mêmes calculs pour la régulation de la température moyenne primaire.

- GVMAT est constuit sur le même principe, mais est un peu plus compliqué car il fait appel au programme MATGV qui élimine les variables algébriques et met le système sous forme matricielle.

- GLOMAT calcule pour chacune des matrices précédentes les exponentielles de matrices et les stocke sur un fichier à accès direct.

- INTEGR, enfin, réalise l'intégration des différents sous-systèmes et calcule à chaque pas d'intégration, les équations différentielles correspondant aux sous-systèmes non-linéaires. Ces dernieres seront intégrées par une méthode de prédiction-correction, qui a été définie au chapitre précédent.

Le sous-programme qui réalise l'intégration des différents sous-systèmes suivant le découpage décrit au paragraphe précédent fait appel à de nombreux sous-programmes, en particulier ceux qui gèrent les entrées-sorties tout ou rien, analogiques ou graphiques. Ces derniers sont décrits dans l'annexe IV.



ORGANIGRAMME DU SOUS-PROGRAMME INTEGR.

Pour une simulation, les moyens matériels dont nous disposons nous permettent de tracer six courbes pendant l'exécution du programme. Comme les grandeurs intéressantes sont en plus grand nombre, elles sont stockées sur une bande magnétique pendant l'étape de simulation.

Un programme annexe de tracé permet alors, à l'étape suivante, de sortir les courbes obtenues sur une table traçante. On peut ainsi procéder à l'analyse hors ligne des résultats de la simulation. Ce programme est explicité dans l'annexe IV.

IV.2. LE PANNEAU DE COMMANDE.

Celui-ci est une aide précieuse à la simulation, dans la mesure où il reproduit les conditions réelles. Par exemple, certains gains variables des chaînes de régulation sont entrés par ce moyen, plutôt que par cartes ou par bandes magnétiques. Il se décompose en deux parties principales :

- la première regroupe toutes les entrées de données et de paramètres ;

- la seconde se constitue de voyants indiquant les alarmes et des enregistreurs sur papier qui permettent de suivre l'évolution des grandeurs. D'autre part, chacun de ces blocs est constitué à la fois d'entrées (respectivement de sorties analogiques et d'entrées (respectivement de sorties) tout ou rien.

IV.3.1. Les entrées tout ou rien.

Elles permettent :

- de mettre certaines chaînes de régulation en ou hors service, c'est le cas des régulations de niveau des générateurs de vapeur et de la régulation de température moyenne du primaire. Pour les régulations de pression et de niveau du pressuriseur chaque constituant (aspersion, décharge, chaufferettes, débit de charge) peut être activé ou supprimé séparément ;

- de choisir les grandeurs dont nous voulons observer l'évolution pendant la simulation : nous ne disposons que de six sorties sur traceur, des interrupteurs à plusieurs positions permettent de sélectionner les grandeurs à tracer pendant la simulation. Toutes les grandeurs sont stockées sur bande magnétique, ce qui permet de les tracer en différé ;

- de générer des échelons positifs ou négatifs de la puissance du turbo-alternateur, l'amplitude de ces échelons sera réglée par un potentiomètre.

IV.2.2. Les entrées analogiques.

Elles servent plus particulièrement à entrer des consignes, en particulier lorsque les régulations sont hors service. Elles permettent en outre, en cours de simulation, de modifier les gains et les constantes de temps des chaînes de régulation :

- lorsque la régulation de température moyenne est hors service, la position des barres de contrôle doit être entrée manuellement. Le signal entré est tracé simultanément sur une console de visualisation ;

- il en est de même pour les régulations de niveau des générateurs de vapeur, le débit eau alimentaire doit être affiché par l'opérateur ;

- dans la régulation de niveau du pressuriseur, dans certains cas, le débit de charge doit être affiché par l'opérateur ;

- certains gains des chaînes de régulation peuvent être modifiés, ce sont :

  . le gain non-linéaire de la régulation de température moyenne,
  . le gain G1 des chaînes de régulation de niveau des générateurs de vapeur.

IV.2.3. Les sorties tout ou rien.

Elles sont reliées à des voyants qui simulent les alarmes pouvant intervenir au cours d'une simulation. Certaines d'entre elles entraînent l'arrêt de l'essai en cours. Les alarmes que nous prenons en compte sont les suivantes :

- alarme de niveau haut dans le pressuriseur ;
- alarme de niveau bas dans le pressuriseur ;
- alarme de niveau très bas dans le pressuriseur. Arrêt de la simulation ;
- alarme de pression primaire haute. Arrêt de la simulation ;
- alarme de pression primaire basse ;
- alarme de débit eau alimentaire trop faible. Arrêt de la simulation ;
- alarme de niveau bas dans les générateurs. Arrêt de la simulation ;
- alarme d'écart de température branches chaude et froide trop grand.

IV.2.4. Les sorties analogiques.

C'est par leur intermédiaire que nous pouvons observer, sur des enregistreurs à papier, l'évolution de six grandeurs choisies parmi les suivantes :

- Débit de vapeur à la turbine en kg/s
- Puissance de la turbine en % du nominal
- Pression secondaire en bars

- Niveau d'eau du GV1 en % de la gamme étroite
- Débit eau alimentaire du GV1 en kg/s
- Température eau alimentaire du GV1 en °C
- Température de sortie du GV1 en °C

- Niveau d'eau du GV2 en % de la gamme étroite
- Débit eau alimentaire du GV2 en kg/s
- Température eau alimentaire du GV2 en °C
- Température de sortie du GV2 en °C

- Température entrée coeur en °C
- Position des barres de contrôle en pas
- Puissance neutronique en % de la valeur nominale
- Température de sortie du coeur en °C

- Température moyenne maximale en °C
- Pression primaire en bars
- Niveau dans le pressuriseur en % de la gamme.

Toutes ces grandeurs sont des variations autour d'un état d'équilibre qui est calculé dans la phase d'initialisation du programme ou lu sur un fichier sur disque si le calcul a été fait lors d'une simulation précédente avec les mêmes conditions initiales.

Chapitre V

VALIDATION DES MODELES

V.1. NECESSITE DE LA VALIDATION.

Avant d'utiliser le simulateur pour l'enseignement ou même pour étudier le comportement de la centrale pendant des transitoires choisis, il est nécessaire de vérifier que les modèles permettent de représenter l'évolution des grandeurs observées avec une bonne précision. La précision recherchée dépendra de l'utilisation que l'on veut faire du modèle. Une étude de régulation ne sera pas possible si les résultats obtenus sont qualitativement corrects, mais non quantitativement, puisque l'amplitude des variations joue ici un grand rôle. Par contre, si le but recherché est la compréhension globale des phénomènes mis en jeu en fonctionnement normal, les modèles seront jugés valables si l'allure de variation des grandeurs observées coïncide avec l'évolution prévisible ou mesurée de ces mêmes grandeurs.

Pour notre part, nous admettrons que le modèle est acceptable si l'évolution des grandeurs est représentée par des courbes ayant la même allure que les relevés ou les résultats d'autres codes et si l'écart maximal entre la courbe de référence et celle calculée n'excède pas 10% de l'amplitude maximale. La validation d'un modèle se fait donc par rapport à des courbes de références. Ces références peuvent être de deux sortes :

- les mesures relevées sur des centrales nucléaires en fonctionnement, lors d'essais effectués au cours du démarrage d'une tranche ;

- les résultats d'autres codes, reconnus corrects auparavant. C'est nécessairement la solution adoptée lorsque les grandeurs étudiées ne sont pas mesurables, comme le débit d'eau dans la ligne d'expansion du pressuriseur par exemple.

Dans ce simulateur, nous avons utilisé des modèles de coeur et de générateur de vapeur qui ont été développés et validés précédemment. Il est donc inutile de tester le comportement de ces modèles. Une simple vérification suffit à éviter de possibles erreurs de programmation, ou dans les modifications apportées aux modèles initiaux. Par contre, le modèle du pressuriseur que nous avons défini doit être validé afin que l'on puisse affirmer qu'il est suffisant pour le but recherché. Certaines des grandeurs intervenant dans ce modèle n'étant pas mesurables, nous avons dû utiliser les résultats d'autres codes.

Cette validation s'est effectuée en plusieurs étapes :

- validation du modèle isolé par rapport au code développé par Monsieur D. Delourme [4] ;

- validation de l'expression du débit d'expansion par rapport aux résultats du code hybride Delta-F développé dans le cadre d'une collaboration CEA-Framatome [18] ;

- enfin, validation d'un modèle coeur plus pressuriseur par comparaison aux mesures relevées sur site, en particulier un transitoire de puissance de +10% en échelon à partir de 20% sur la centrale de Bugey II.

Le couplage entre les deux générateurs de vapeur doit être lui aussi validé. Cette étape est plus difficile à réaliser car nous ne disposons que de données générales sur les générateurs de vapeur. Si l'un d'entre eux possède quelques tubes encrassés, par exemple, nous ne le savons pas. Valider les résultats obtenus par rapport à des transitoires réels devient alors difficile. Nous avons préféré vérifier que le comportement des générateurs de vapeur en régime équilibré correspond bien à celui d'un seul générateur de vapeur, ce qui permet de vérifier l'exactitude du modèle. Par ailleurs, nous avons fait des essais de déséquilibre entre les deux générateurs de vapeur, en supposant que le régime permanent n'était pas identique pour les deux générateurs, et en observant le comportement des mêmes

grandeurs. Les deux chaînes de régulation de niveau nous ont permis, en outre, d'étudier l'influence des divers paramètres de ces chaînes et d'un déséquilibre entre les filtres correspondants des chaînes.

Les divers cas de simulation sont décrits et interprétés ci-dessous, ainsi que les résultats du modèle global de centrale pour deux transitoires de puissance à des niveaux différents.

V.2. VALIDATION DU MODELE DE PRESSURISEUR.

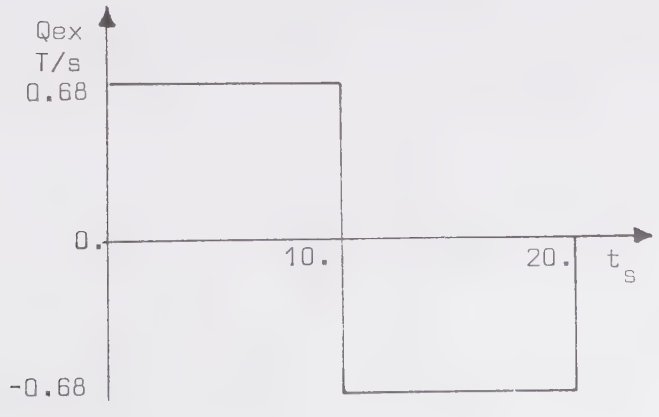
Comme nous l'avons précisé plus haut ce modèle a été validé en trois étapes que nous détaillons ci-dessous.

V.2.1. Modèle isolé.

Dans ce cas nous considérons le pressuriseur comme un système isolé, représenté par le système d'équations décrit au chapitre II. Ses entrées sont le débit d'expansion et l'enthalpie de l'eau de la ligne d'expansion. Nous avons distingué deux essais :

- nous mettons d'abord les régulations hors service pour vérifier le comportement dynamique du pressuriseur ;
- les régulations sont ensuite associées au système, ce qui permet de juger qu'elles agissent au moment voulu et dans le sens recherché.

Ces essais ont été faits par comparaison avec un modèle développé au SERMA [4], qui a été testé sur un transitoire de débit d'expansion de 680 kg/s représenté par la figure suivante :



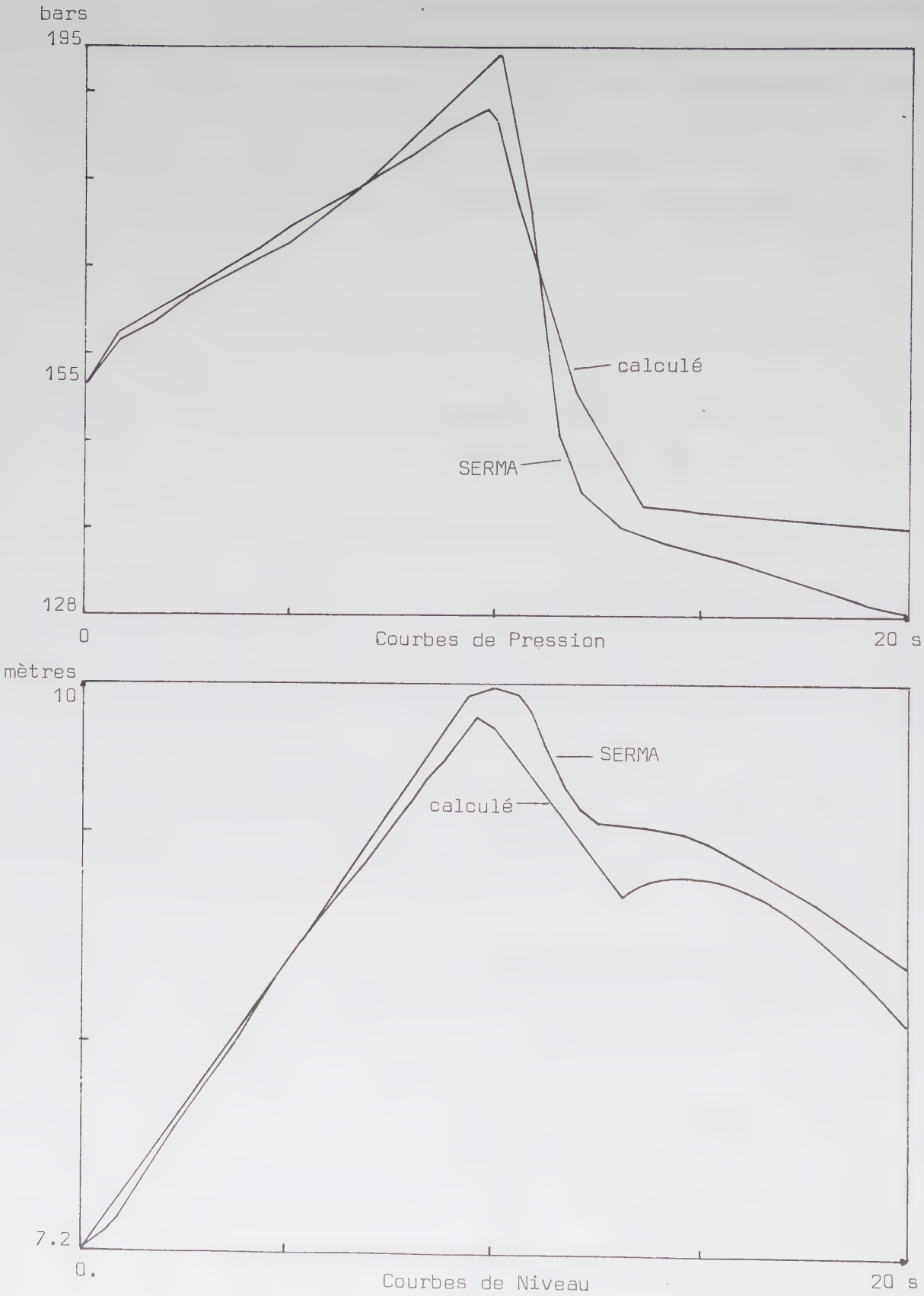
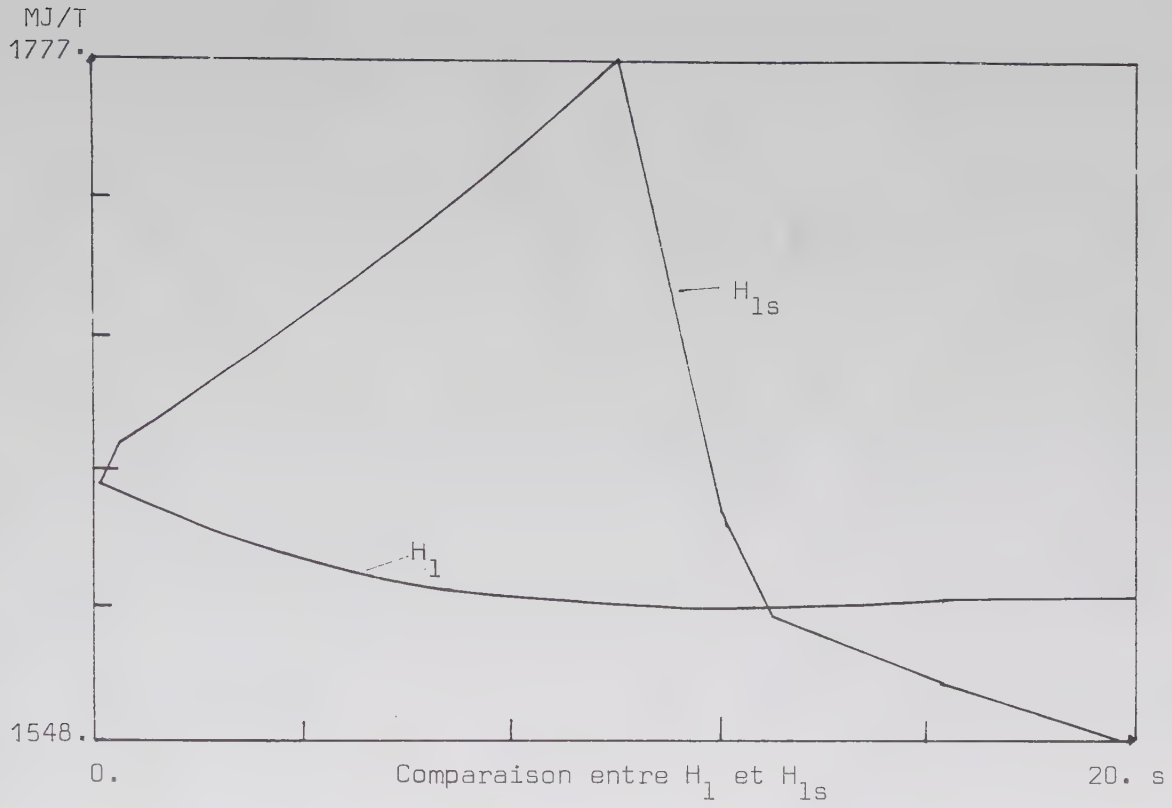


Fig. 17 - Comparaison avec le modèle du SERMA.



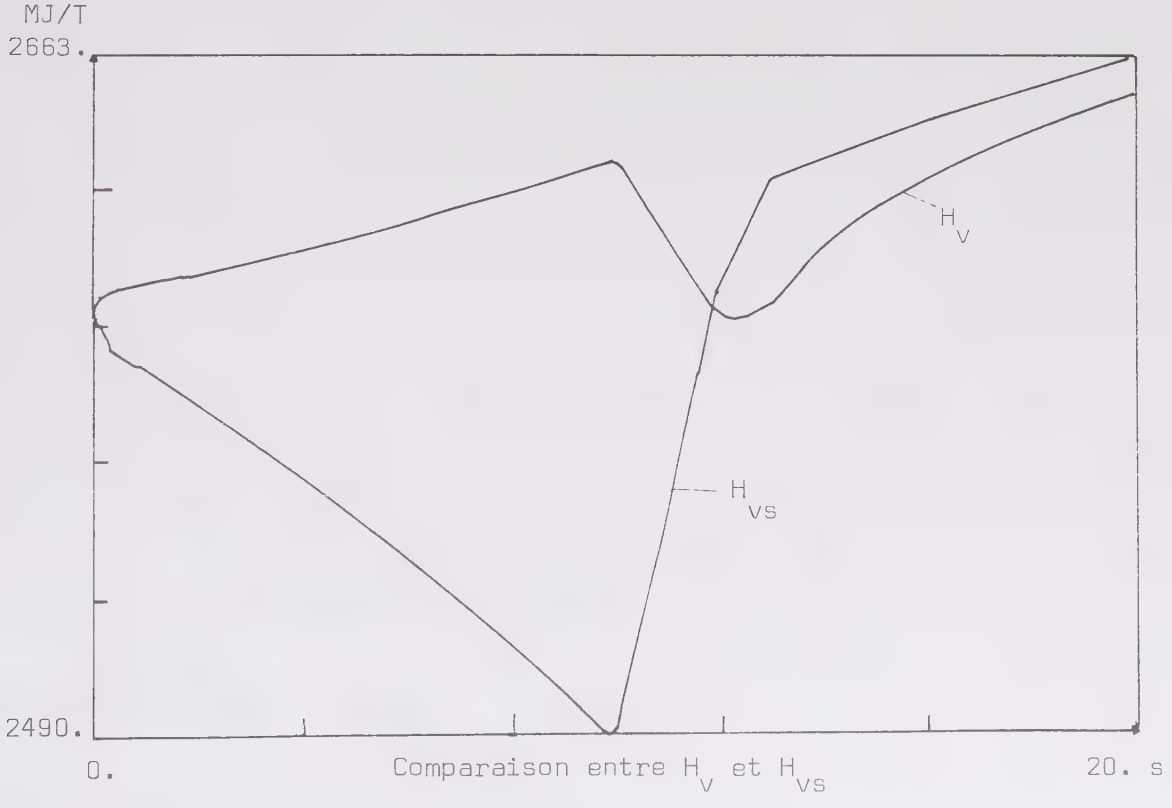


Fig. 18 - Etats thermodynamiques de l'eau et de la vapeur.

La quantité d'eau qui entre dans le pressuriseur est alors de 6,8 T alors que la masse d'eau initiale est de 14 tonnes. C'est donc un transitoire de grande amplitude qui est mal choisi pour tester notre modèle linéarisé. Cette grande amplitude pose de même le problème de la validité de la représentation des tables de l'eau. Pour approximer ces tables nous avions limité le domaine de variation de la pression primaire à l'intervalle (140, 170) bars. Un premier essai nous a montré qu'au bout de 3 secondes la pression atteint 200 bars et a tendance à croître de façon exponentielle, ce qui coïncide avec les résultats du Serma. L'augmentation du niveau est tout à fait correcte. En effet, en première approximation, on peut admettre que l'eau entrant dans le pressuriseur ne se vaporise pas et donc que la variation de niveau est proportionnelle à la masse d'eau entrée. C'est bien ce que nous obtenons. Pour limiter l'augmentation de pression et de niveau et obtenir des résultats représentatifs, nous avons mis en jeu les soupapes de décharge de la vapeur qui ont pour mission d'éviter que la pression n'atteigne le seuil d'ouverture des soupapes de sûreté.

Les résultats obtenus sont donnés ci-après. Sur ces courbes, nous pouvons faire les constatations suivantes :

- l'allure générale des courbes est la même et les écarts ne sont pas très importants : ils peuvent d'ailleurs s'expliquer par l'utilisation d'approximations différentes des tables de l'eau ;

- les courbes présentant les comparaisons entre les enthalpies massiques à saturation et celles calculées pour chacune des phases montrent bien que le mélange eau-vapeur ne reste pas à saturation pendant un transitoire. On distingue trois zones de comportement thermodynamique : une première zone où la vapeur est surchauffée et l'eau sous-saturée, de 0 s à environ 11,4 s ; une seconde zone où l'eau est toujours sous-saturée mais la vapeur est aussi sous-saturée de 11,4 s à 13,2 s ; enfin une troisième zone où l'eau est saturée, et la vapeur sous-saturée. Si l'on observe les diverses enthalpies sur une durée plus grande on constate que l'on revient bien à un état d'équilibre thermodynamique ;

- l'influence du débit de décharge de la vapeur se fait sentir dès les premières secondes du transitoire. On constate en effet un changement de pente dans l'évolution de la pression ainsi que dans

celle de l'enthalpie de la vapeur. La pression augmente moins vite, le but recherché est donc atteint.

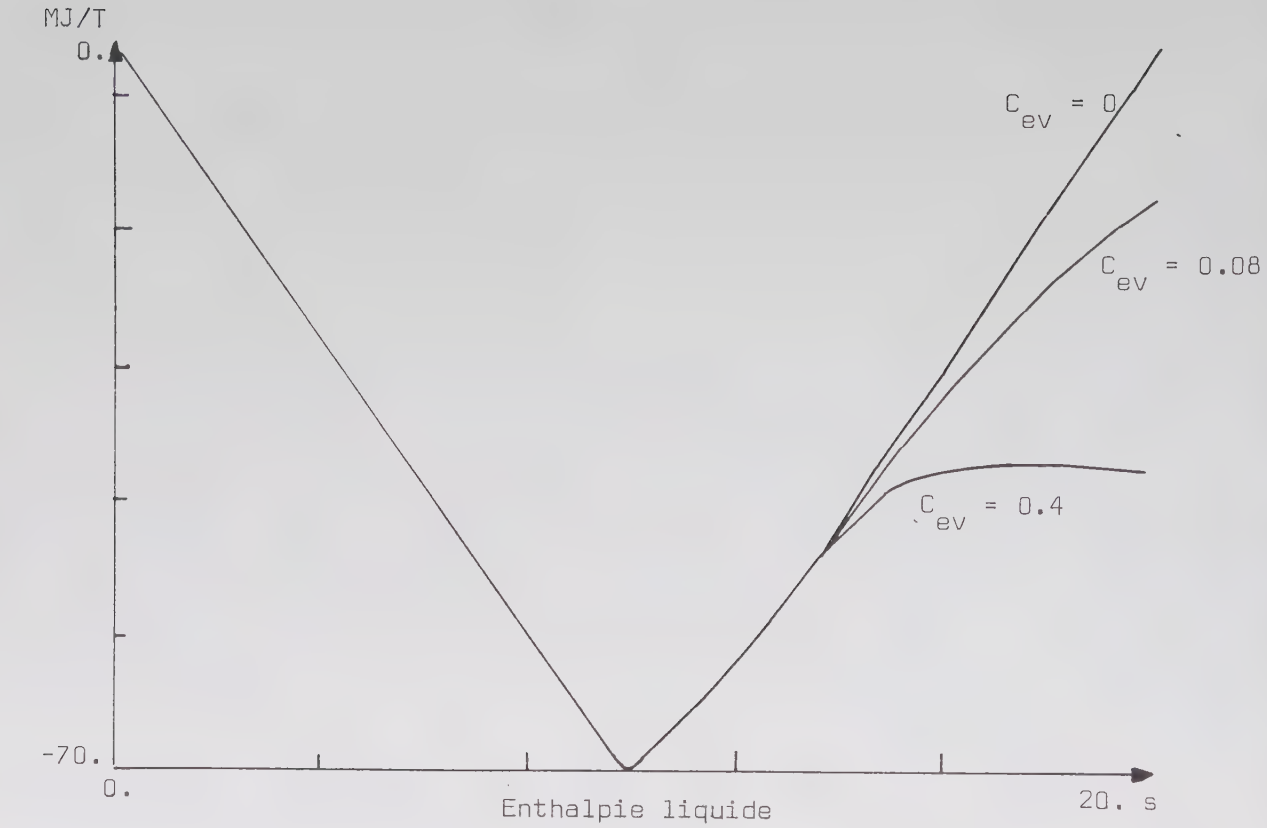
Dans la modélisation du pressuriseur telle que nous l'avons décrite, il intervient deux paramètres C_{evap} et C_{cond} traduisant le temps que mettent des gouttes d'eau vaporisées à atteindre la phase vapeur ou le temps que mettent les gouttelettes de vapeur condensée à tomber dans la phase liquide. Nous ne connaissons pas la valeur de ces paramètres et nous les avons calculés justement par comparaison des résultats obtenus avec ceux du code du Serma [4].

Nous donnons ci-dessous, pour le même transitoire, des courbes montrant l'influence de ces paramètres. Elle ne se fait sentir que dans certains états thermodynamiques. Lorsque la vapeur est surchauffée, le débit de condensation se réduit à la partie provenant du débit d'aspersion. Lorsque l'eau est sous-saturée, le débit d'évaporation est nul.

Ces divers essais nous ont amenés à choisir $C_{cond} = 0,6$ et $C_{evap} = 0,08$, qui donnent des résultats très comparables à ceux du Serma, y compris pour les enthalpies massiques.

V.2.2. Le débit d'expansion.

Ce dernier n'est pas mesurable sur les centrales. Il est pourtant indispensable de vérifier qu'il est correctement modelisé, car tous les calculs en découlent. Le code Delta-F, développé par Framatome et validé par rapport à des mesures sur site, permet de tracer l'évolution de ce débit pour des transitoires réels de puissance. Bien entendu, pour tester le débit d'expansion, il faut simuler le circuit primaire. L'introduction des générateurs de vapeur étant trop complexe, nous nous sommes limités à un modèle de coeur. Nous considérons alors comme entrées le mouvement des barres de commande et la température de la branche froide du circuit primaire. Les sorties observées sont la puissance neutronique, la température de la branche chaude (ce qui nous permet de vérifier le bon fonctionnement du modèle de coeur) la pression du circuit primaire et le débit d'expansion. Nous n'observons pas l'évolution du niveau car nous ne disposons pas du niveau calculé par le code Delta-F. Ces comparaisons ont été faites pour deux transitoires : l'un est un



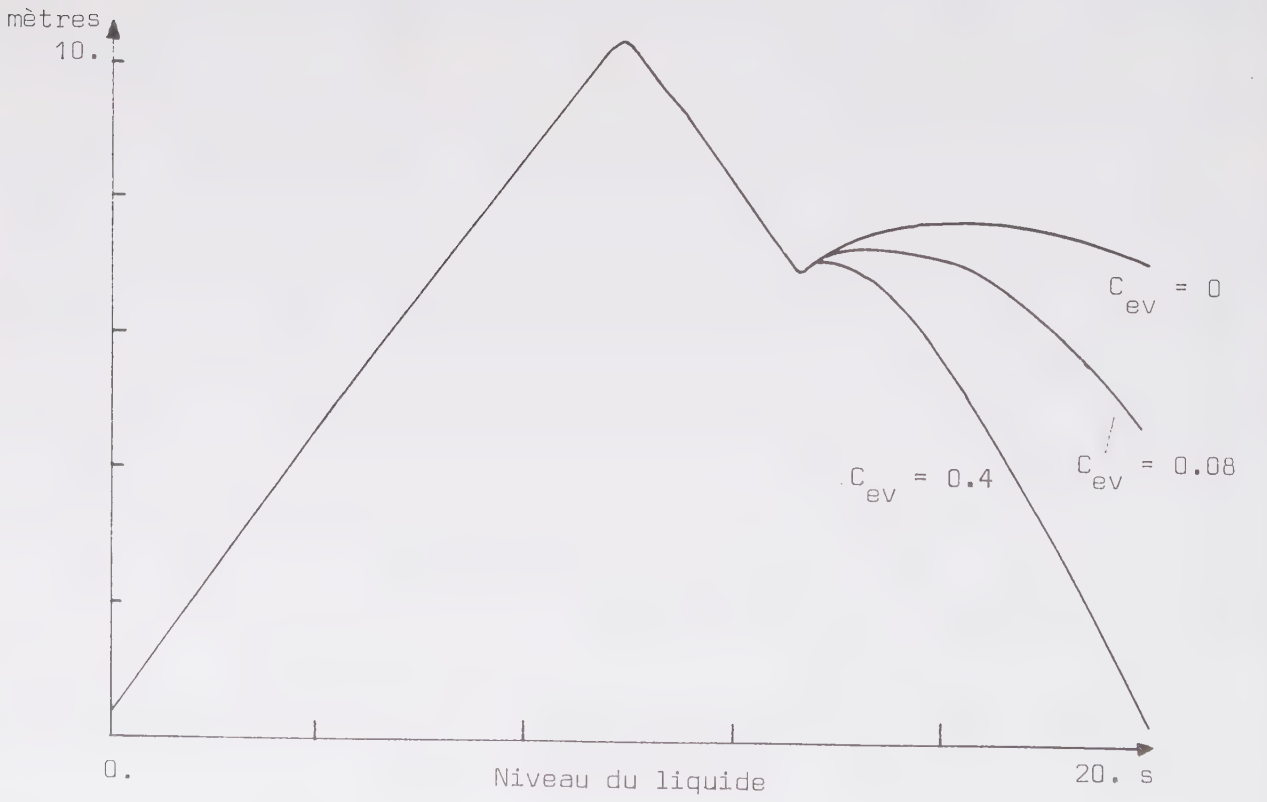


Fig. 19 - Influence du paramètre C_{evap}.

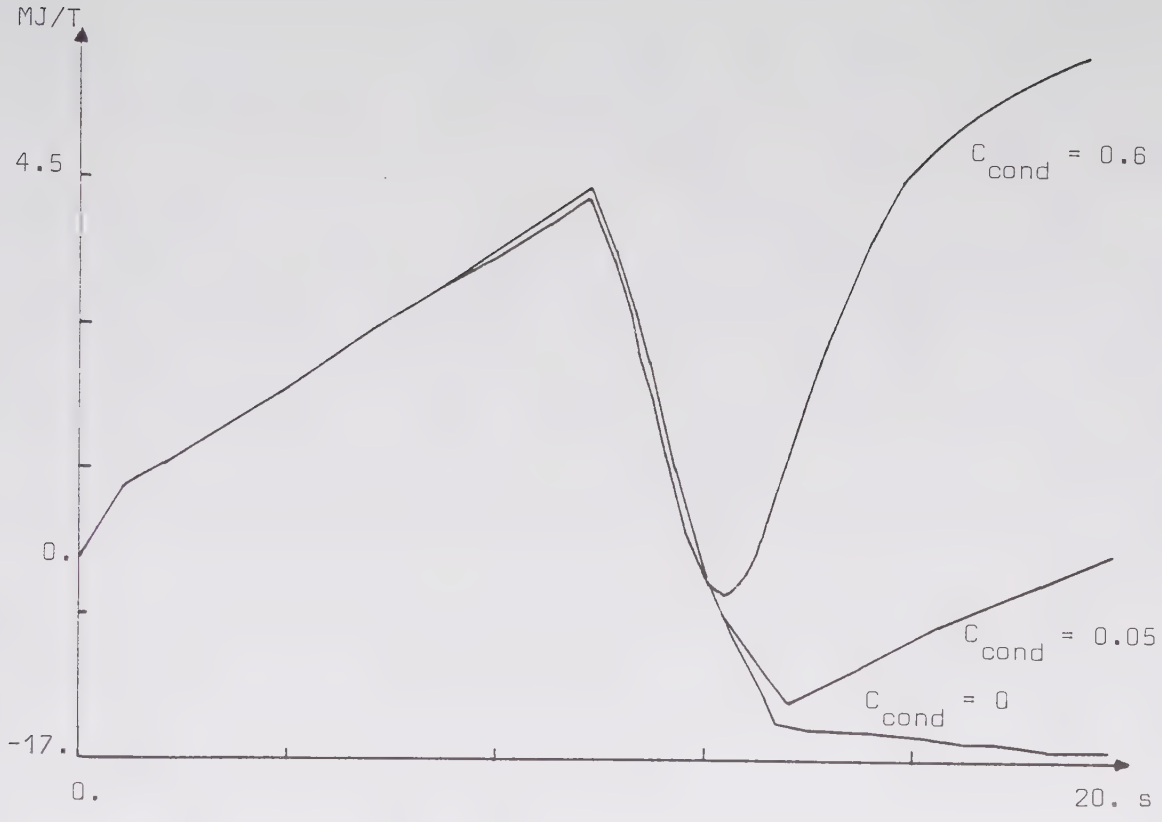


Fig. 19 - Influence du paramètre C_{cond}.

échelon de -10% de puissance du turbo-alternateur à partir de 100%, l'autre un échelon de +10% de puissance à partir de 90%.

Les résultats de ces essais sont présentés aux pages suivantes. Les courbes de puissance neutronique et de température moyenne pourraient être améliorées en optimisant le paramètre α_p, coefficient de pression qui intervient dans l'équation cinétique du coeur. L'écart existant entre la température moyenne calculée et celle de référence introduit un décalage sur le débit d'expansion. Les dérivées des températures en début de transitoire sont différentes, ce qui explique la différence d'évolution entre les débits d'expansion et en particulier la translation temporelle. La température branche chaude n'est pas exactement égale à celle de référence en fin de transitoire ce qui entraîne une différence proportionnelle sur le débit d'expansion.

- Sur l'échelon de 100 à 90%, nous constatons que la courbe de pression est tout à fait satisfaisante, si l'on tient compte des différences du débit d'expansion : la pression calculée atteint son maximum plus tard (comme le débit) ; ce maximum a une amplitude plus élevée provenant d'une valeur de débit plus importante ; ce débit revenant à l'équilibre plus vite, la pression calculée redécroît plus rapidement pour rejoindre la pression de référence en fin de transitoire.

- Sur l'échelon de 90% à 100% (ne pas oublier que le comportement est non-linéaire puisque dépendant de l'état thermodynamique du système) les différences sont plus sensibles, à la fois sur le débit d'expansion et sur la pression. L'évolution différente des débits d'expansion explique, comme dans le cas précédent, l'allure des courbes de pression mais l'écart est accru par le fait que le code Delta-F ne tient pas compte du débit de condensation, lorsque la vapeur est sous-refroidie. Or, dans la première partie du transitoire, le système est dans un état thermodynamique engendrant la condensation de gouttelettes de vapeur.

Ces deux cas tests nous ont permis de conclure que la modélisation du débit d'expansion est correcte. Nous allons maintenant tester le modèle sur un transitoire réel de puissance.

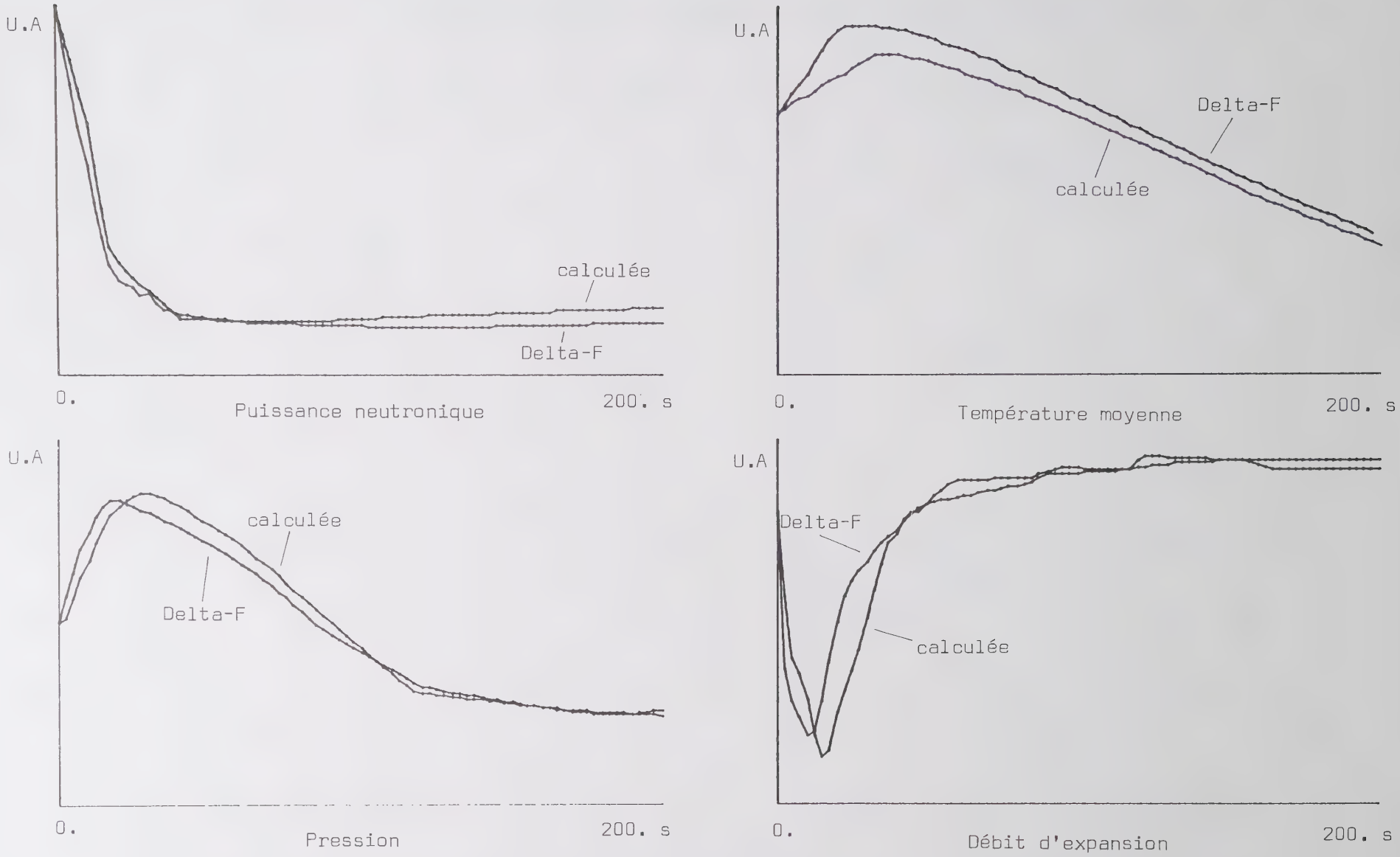


Fig. 20 - Comparaison avec le code Delta-F : échelon de 100% à 90%.

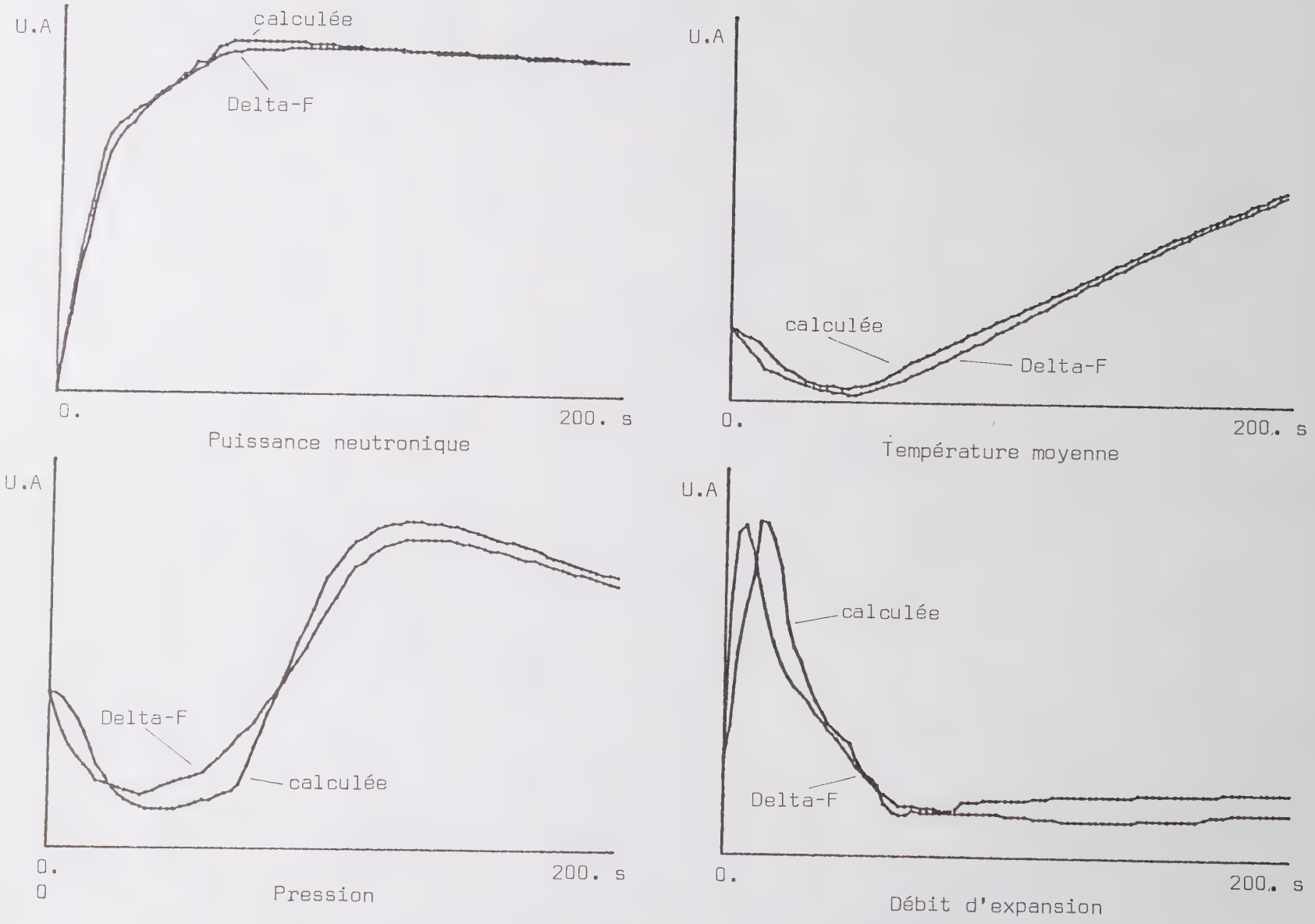


Fig. 21 - Comparaison avec le code Delta-F : échelon de 90% à 100%.

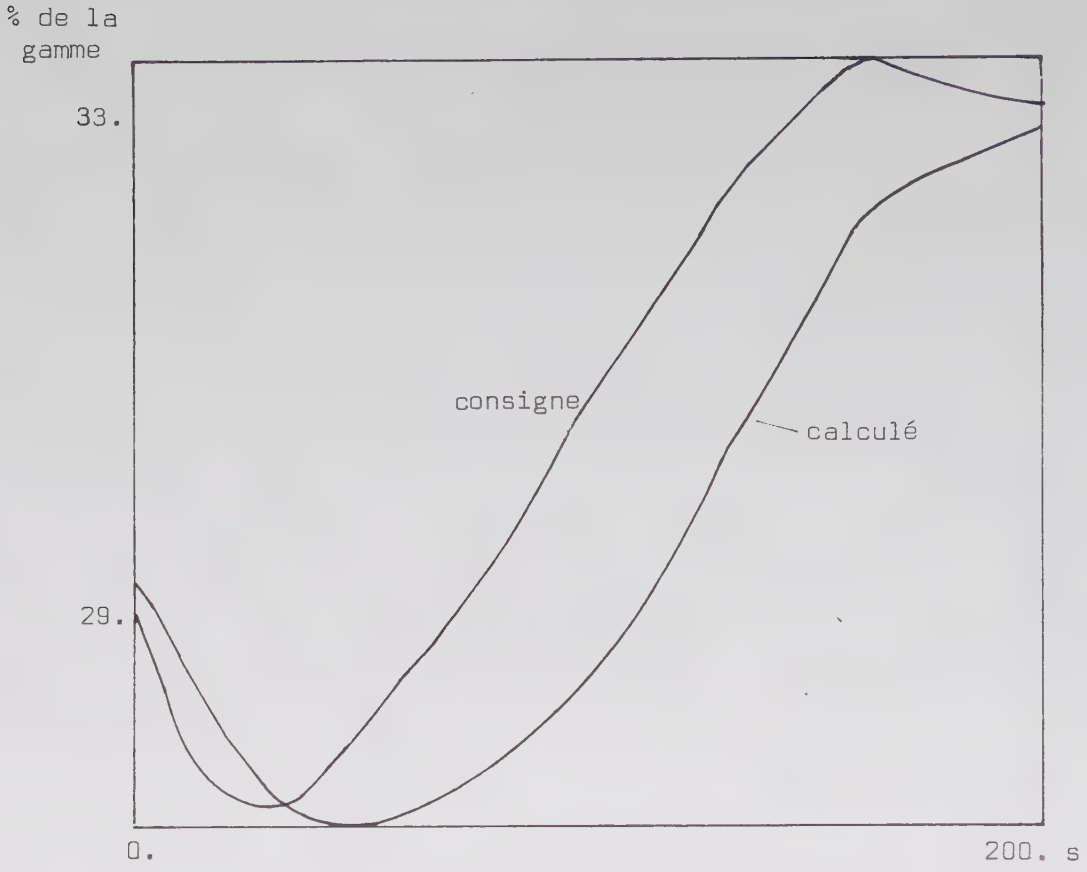
V.2.3. Essai sur un transitoire réel.

Il s'agit d'un transitoire réel enregistré sur la centrale de Bugey (tranche II) lors d'une variation de puissance de +10%, faisant passer la puissance de 20% à 30%. Les entrées choisies sont les mêmes que dans les essais précédents. Par contre, nous observons la pression et le niveau d'eau dans le pressuriseur. Nous ne disposons pas d'enregistrement du niveau, mais nous pouvons comparer la valeur calculée à la valeur de consigne calculée en fonction de la température moyenne primaire. Comme dans le cas précédent le paramètre α_p de pression n'est pas optimisé. Et la température de sortie du coeur n'est pas exactement égale à celle mesurée en fin de transitoire, ce qui induit un léger décalage sur la pression. Malgré cela, nous admettrons que l'évolution de la pression est satisfaisante. Le niveau calculé suit sa consigne avec un retard dû à l'inertie du système et à la constante de temps des chaufferettes.

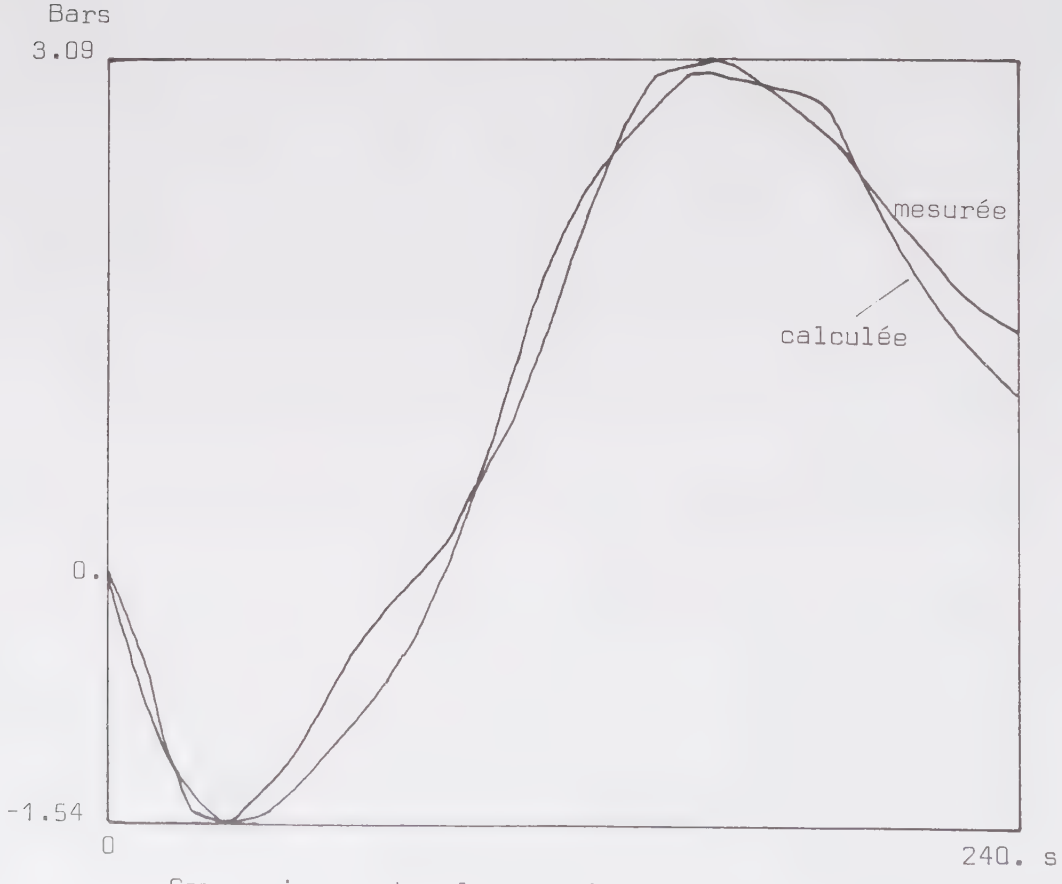
Ces divers essais nous ont permis de conclure que le modèle tel qu'il a été défini donne des résultats suffisants pour l'utilisation recherchée. Certaines améliorations pourraient être apportées : les échanges de chaleur avec les parois pourraient être modélisés. On pourrait en outre tenir compte d'une certaine hauteur d'eau dans le pressuriseur en définissant deux pressions, l'une dans le circuit primaire, l'autre dans le pressuriseur. D'autre part, les approximations des tables de l'eau pourraient être améliorées ce qui éviterait certaines discontinuités lorsque l'on passe d'un état thermodynamique à un autre. Dans sa version actuelle, ce modèle est tout à fait acceptable.

V.2.4. Comparaison entre un modèle équilibré et le modèle précédent.

Le modèle dit équilibré considère que le mélange eau-vapeur est toujours à l'équilibre thermodynamique : les débits d'évaporation et de condensation sont donc nuls. Les variations de masse sont donc uniquement dues au débit d'expansion et aux débits des régulations. Nous avons testé cette version simplifiée du modèle sur les deux transitoires déjà utilisés ci-dessus, soit de 100% à 90% et de 90% à 100%. Les résultats obtenus avec ce modèle simplifié sont peu satisfaisants.

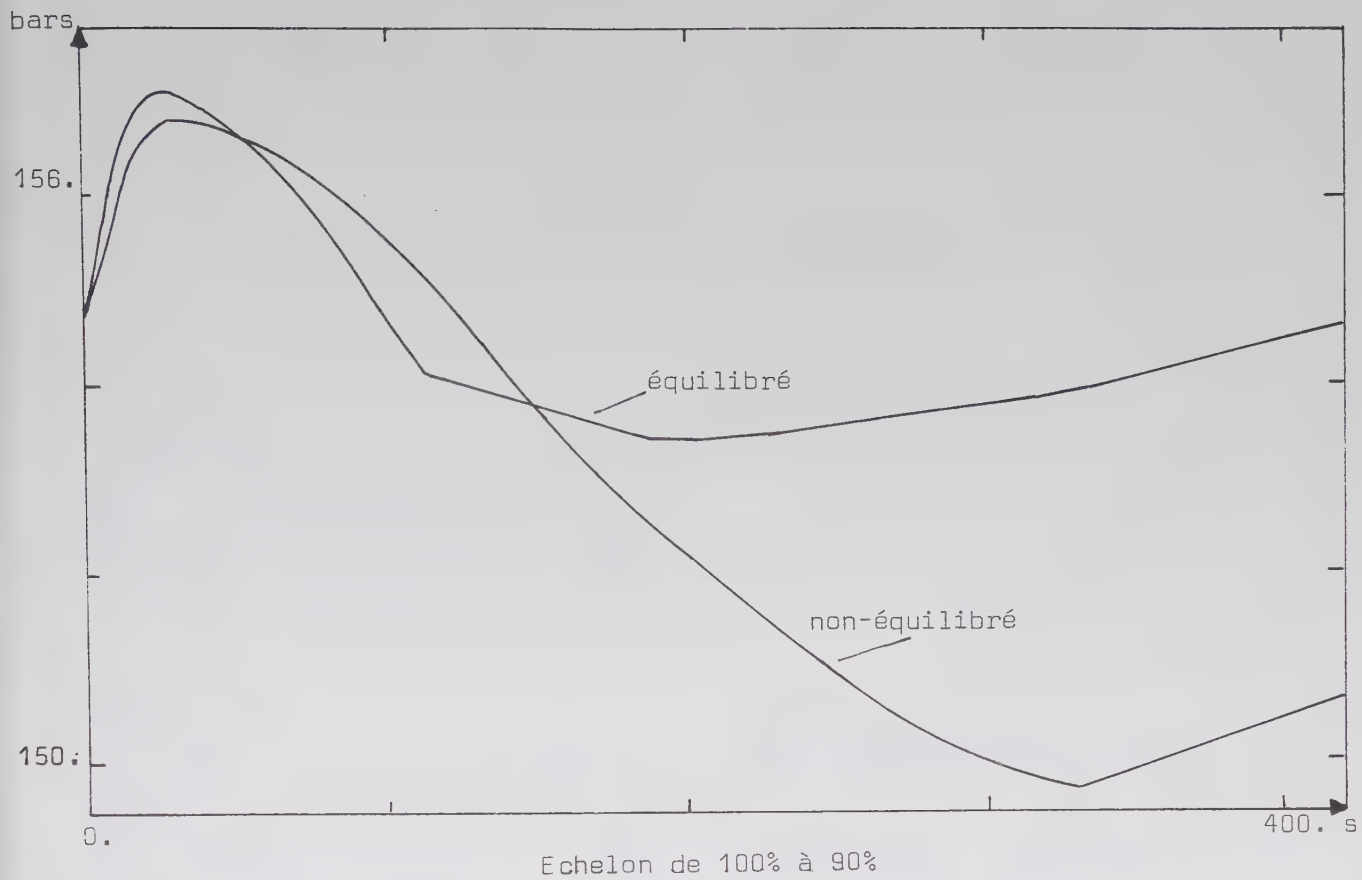


Comparaison entre le niveau calculé et le niveau de consigne



Comparaison entre la pression mesurée et calculée

Fig. 22 - Transitoire réel de 20 à 30% de puissance.



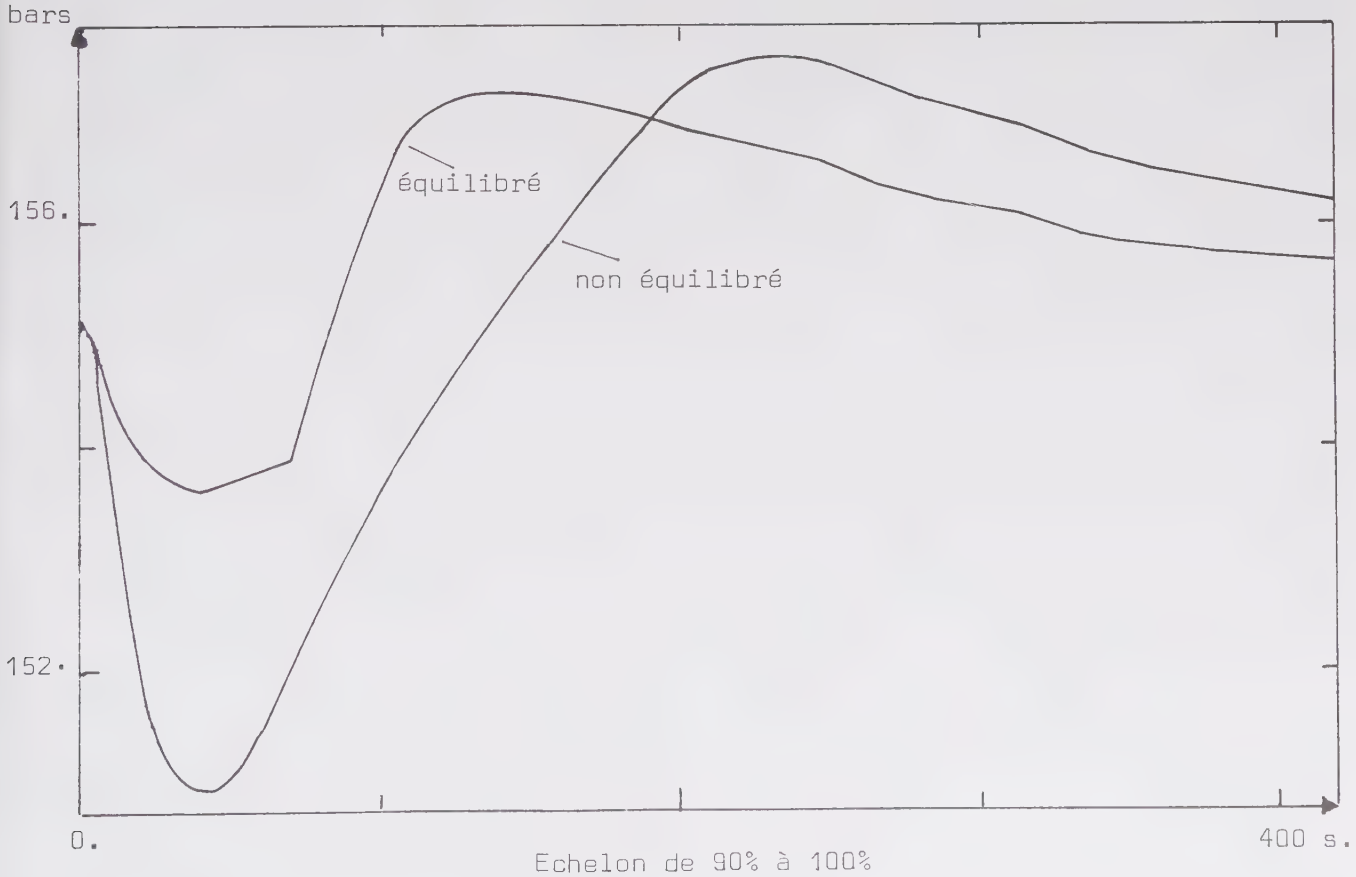


Fig. 23 - Comparaison entre le modèle équilibré et le modèle non équilibré.

Comme nous le voyons sur les courbes, un tel modèle nous conduirait à des interprétations fausses des phénomènes, puisque les grandes variations d'amplitude de la pression entraîneraient l'ouverture des soupapes de sûreté ou des alarmes de pression très basse. Même si la version simplifiée que nous utilisons peut être considérablement améliorée, en particulier par une meilleure approximation des tables de l'eau (en effet, celles-ci prennent ici une grande importance), elle n'est toutefois pas suffisante pour étudier, ne serait-ce que globalement, le comportement du pressuriseur. Un tel modèle peut, par contre, être suffisant pour traduire l'évolution de la pression primaire de façon grossière. Nous n'employerons donc pas ce type de modèle, pourtant bien plus simple à simuler, dans notre modèle global.

V.3. LE COUPLAGE DES GENERATEURS DE VAPEUR.

Le modèle GVAP [22] a été utilisé pour la simulation des générateurs de vapeur a déjà été testé et validé par ailleurs. Nous nous contenterons donc de vérifier, pour un seul transitoire, que les résultats obtenus en supposant les deux générateurs de vapeur en régime équilibré sont cohérents et proches de la réalité. Pour cela, nous avons choisi de tester le modèle sur un transitoire de puissance de -10% en échelon, à partir de la puissance nominale. Les seules entrées du modèle sont la variation de charge qui est définie point par point puis interpolée, ainsi que la température de sortie du coeur qui est un enregistrement de mesure faite sur site.

Nous constatons sur les courbes données ci-après, que deux générateurs de vapeur en régime équilibré ont un comportement identique à celui d'un seul générateur, simulant les trois boucles. Ce test nous permet d'autre part de vérifier que la modification de certaines équations du modèle, due au couplage, est correcte.

L'intérêt d'un modèle comportant deux générateurs de vapeur en parallèle est de mettre en évidence l'influence de chacun d'entre eux sur l'autre. On constate, en particulier qu'une variation de niveau sur un générateur de vapeur, due par exemple à une variation du débit d'eau alimentaire entraîne une variation opposée sur l'autre générateur de vapeur. Nous avons réalisé l'essai suivant pour

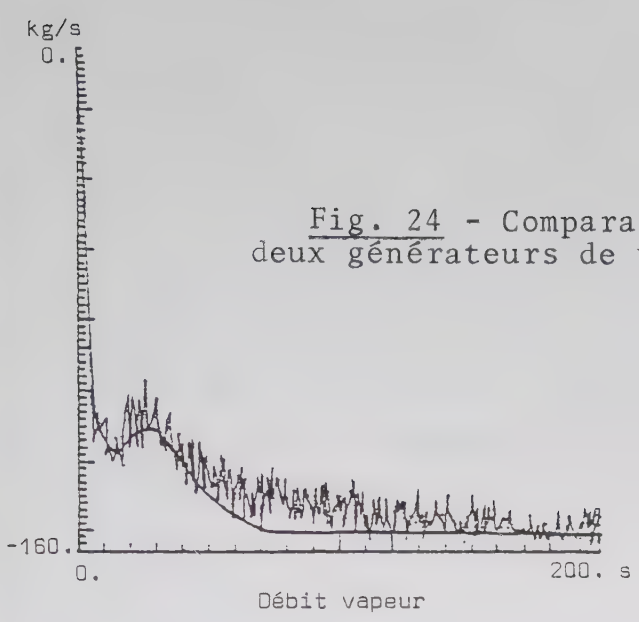
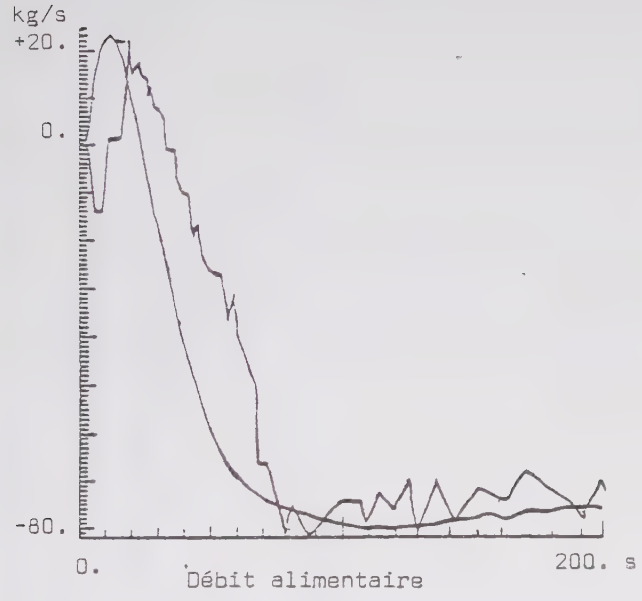
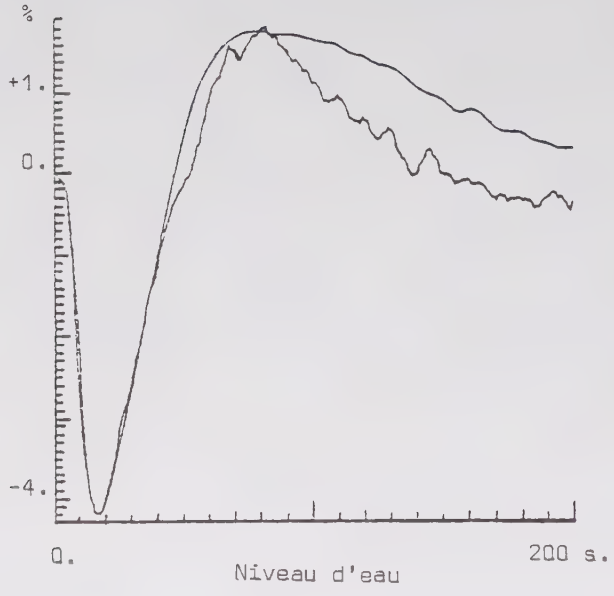
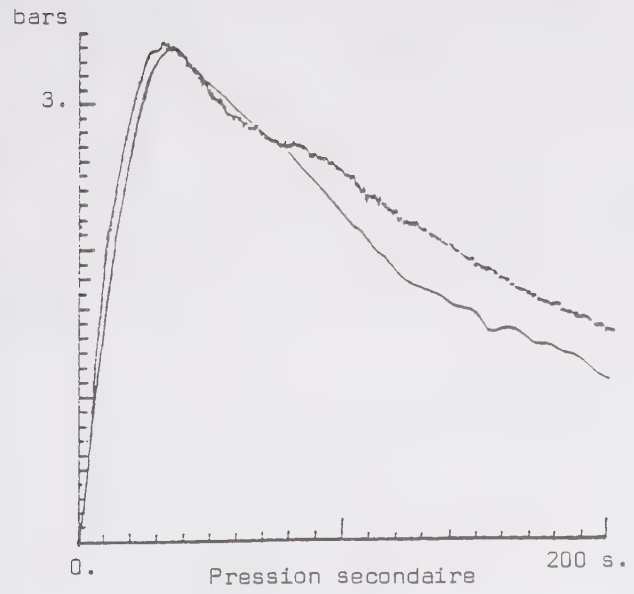
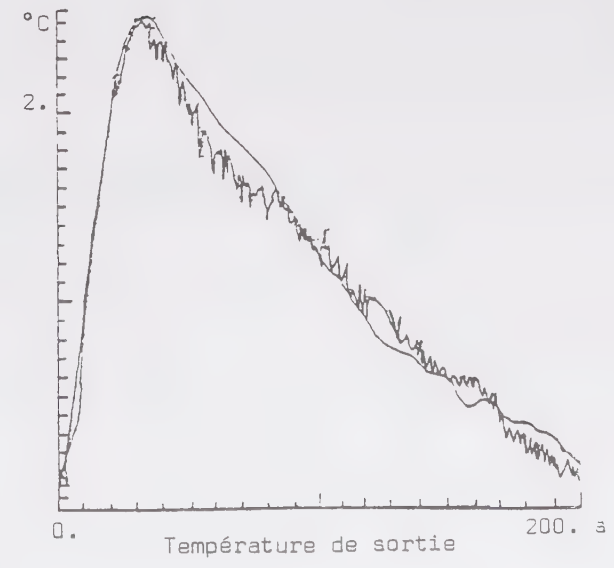


Fig. 24 - Comparaison des réponses du modèle à deux générateurs de vapeur avec le transitoire réel.









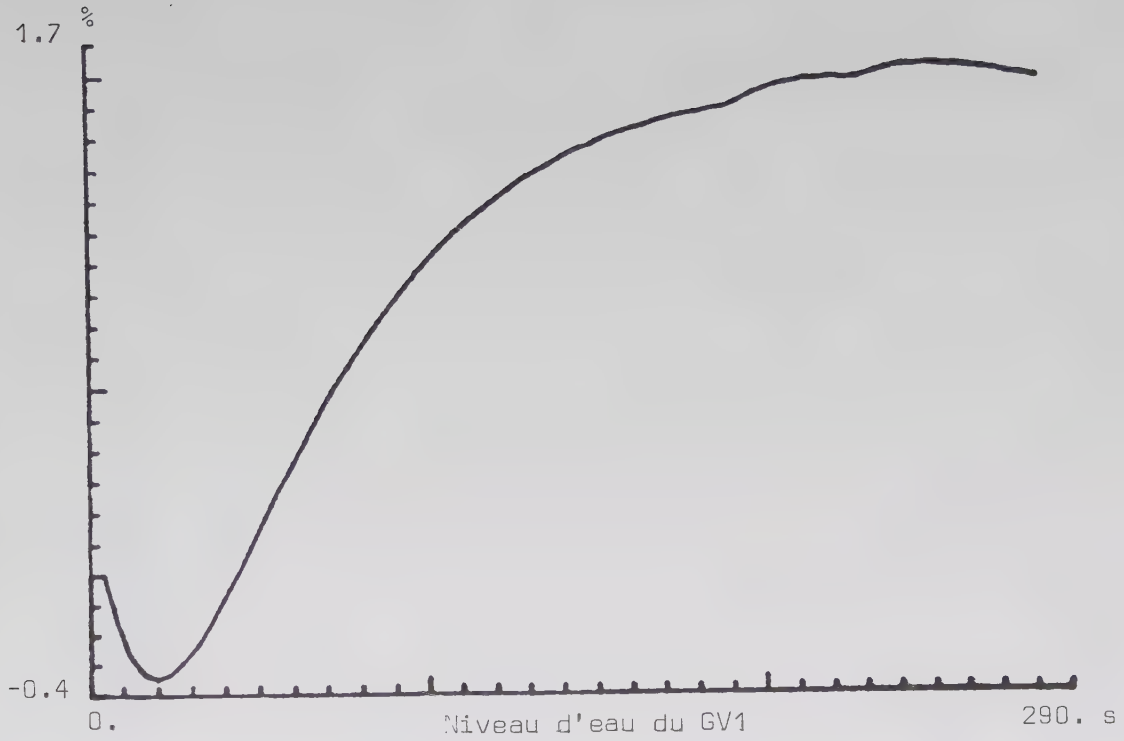
montrer le couplage existant entre deux générateurs de vapeur. En maintenant toutes les autres entrées à zéro (température primaire, débits eau alimentaire, débit vapeur) ainsi que la température de l'eau alimentaire du premier générateur, nous faisons un échelon de 10°C sur la température de l'eau alimentaire du second générateur. Les résultats obtenus (Fig. 25) montrent bien qu'à une variation de niveau d'un générateur correspond une variation opposée pour l'autre générateur. Nous constatons d'autre part que l'effet de couplage se fait aussi sentir du côté primaire, mais de façon moins importante. Les résultats d'un essai du même genre mais où c'est le débit eau alimentaire du second générateur qui varie de 10 kg/s en échelon sont donnés à la figure 26. Ceux-ci sont tout à fait cohérents avec les résultats précédents. Ces variations opposées du niveau expliquent l'apparition d'oscillations entre les générateurs surtout à basse charge. En effet, la chaîne de régulation du niveau d'eau agit sur la pression secondaire, par l'intermédiaire de la consigne de l'écart de pression eau-vapeur, en même temps que sur les débits d'eau alimentaire. Ces phénomènes sont causes d'importantes fluctuations du niveau d'eau de chacun des générateurs de vapeur. Ces fluctuations, auxquelles s'ajoutent les différences entre les chaînes de régulation vont donner lieu à des oscillations.

V.4. LE MODELE GLOBAL.

Nous avons choisi de représenter deux transitoires de puissance de signes différents, c'est-à-dire une montée de puissance et une baisse de puissance. Les variations de la charge de la turbine utilisées sont alors :

- dans le premier cas, la charge augmente de 20% linéairement en 300 secondes puis se stabilise à cette valeur ;
- dans le second cas, la charge baisse de 10% linéairement en 80 s, puis se stabilise à cette valeur.

Ces deux transitoires sont observés sur 600 secondes.



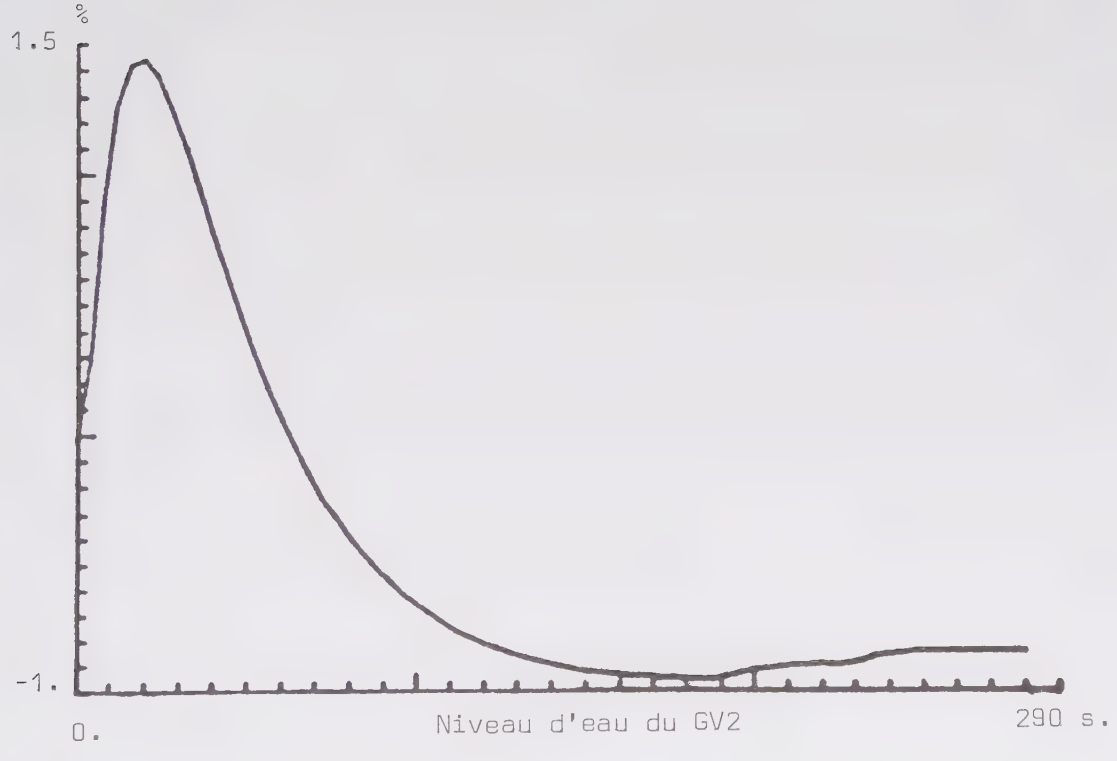


Fig. 25 - Echelon de +10°C sur la température de l'eau alimentaire du GV2.

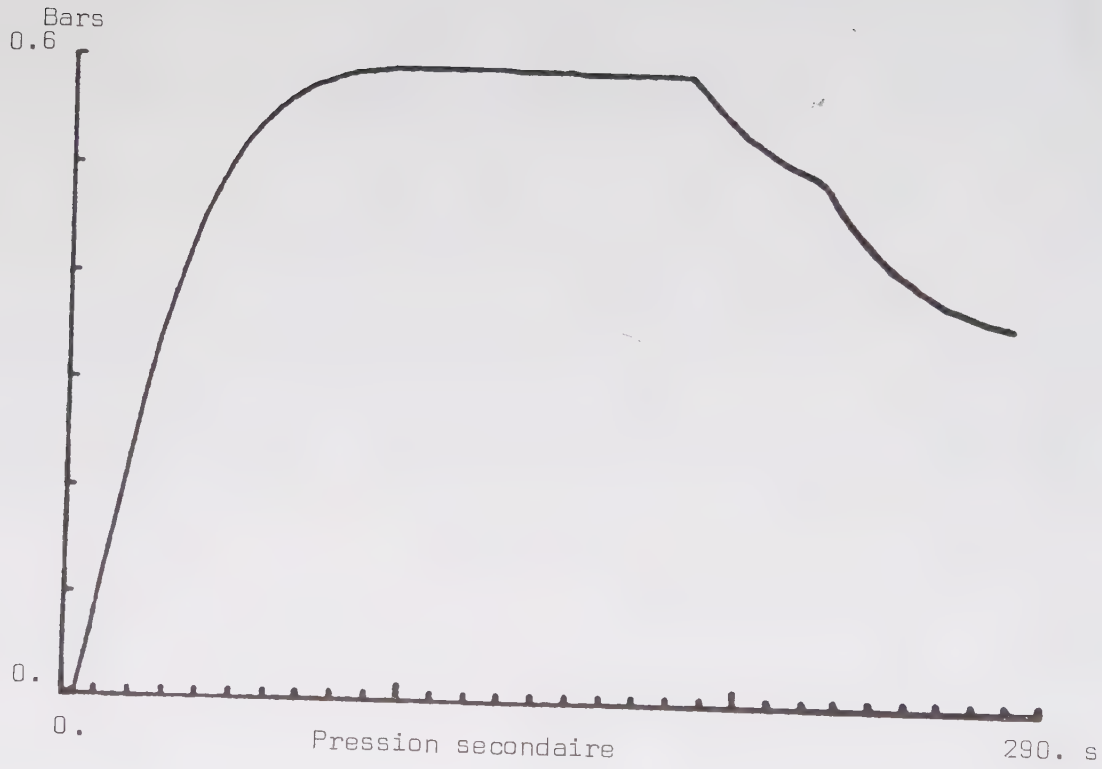
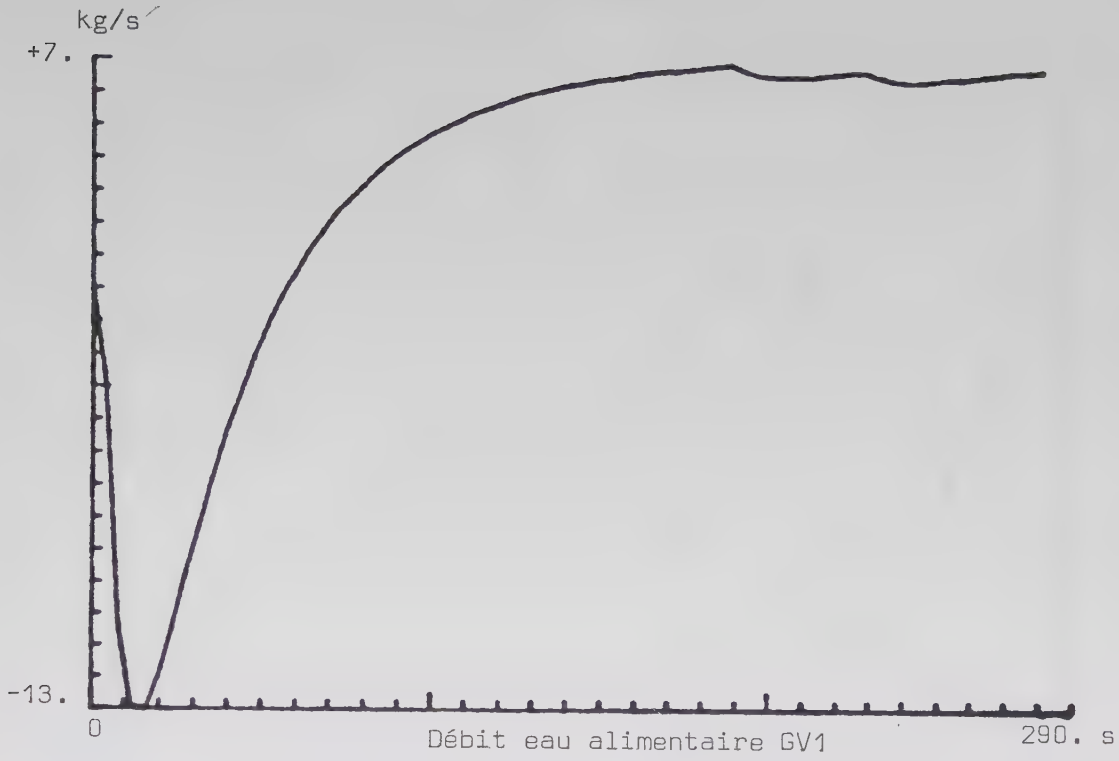


Figure 25 (suite)



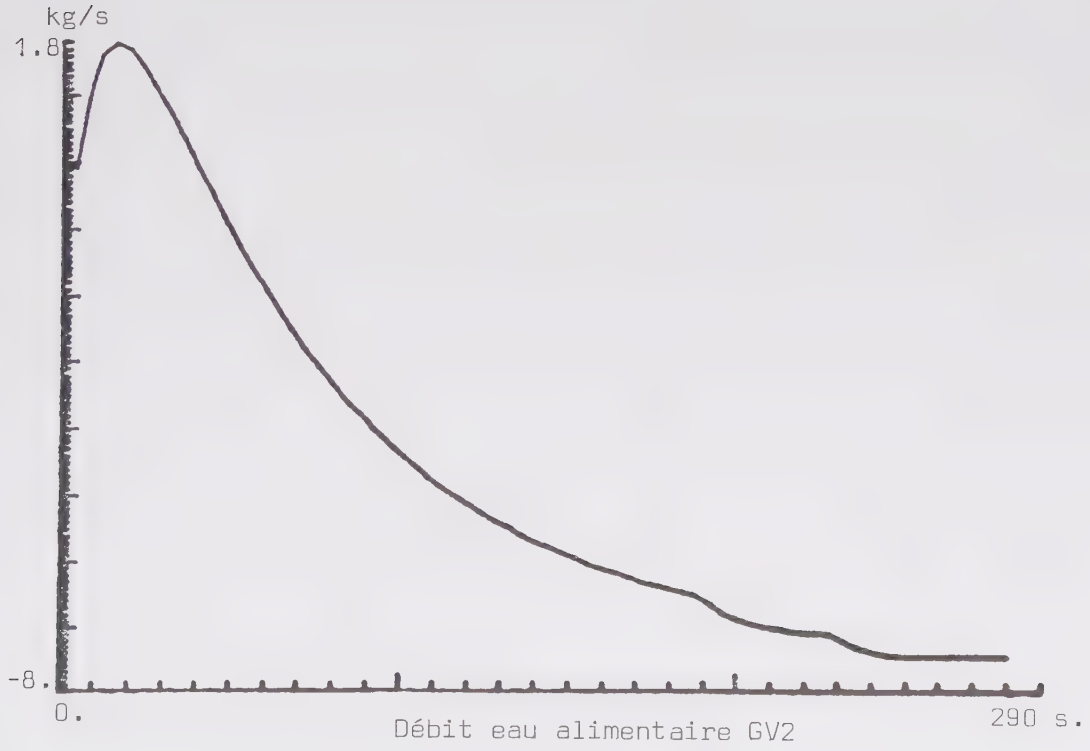
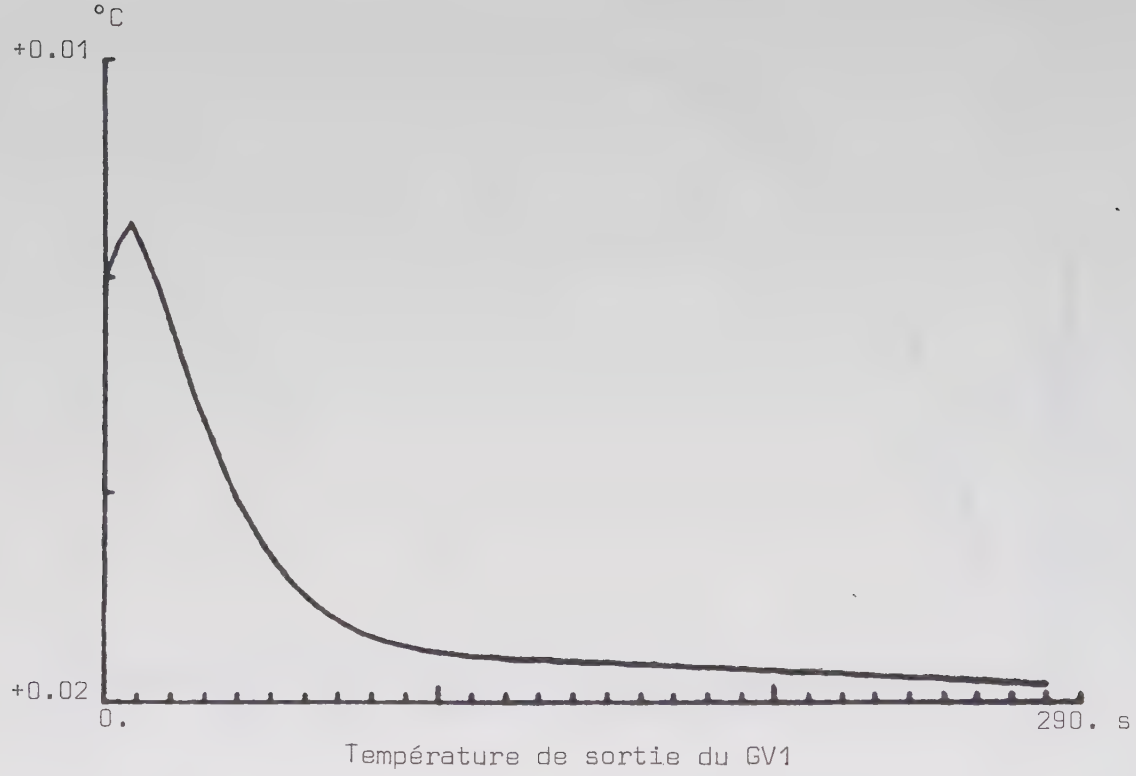


Figure 25 (suite)



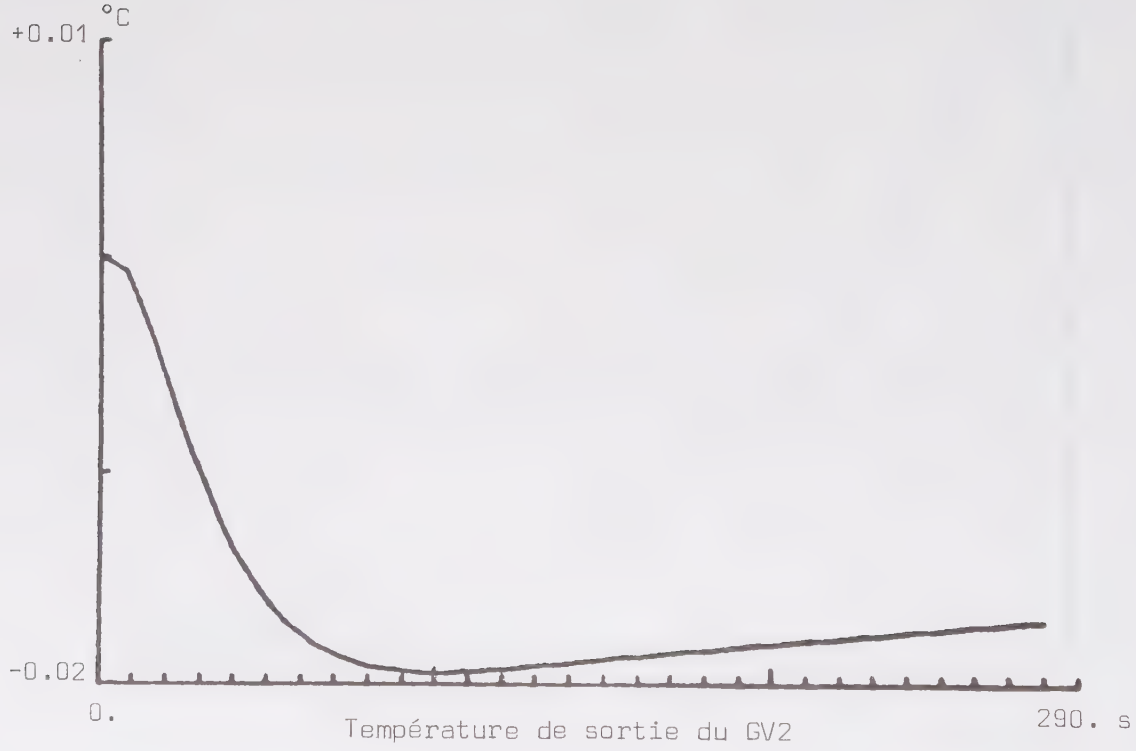
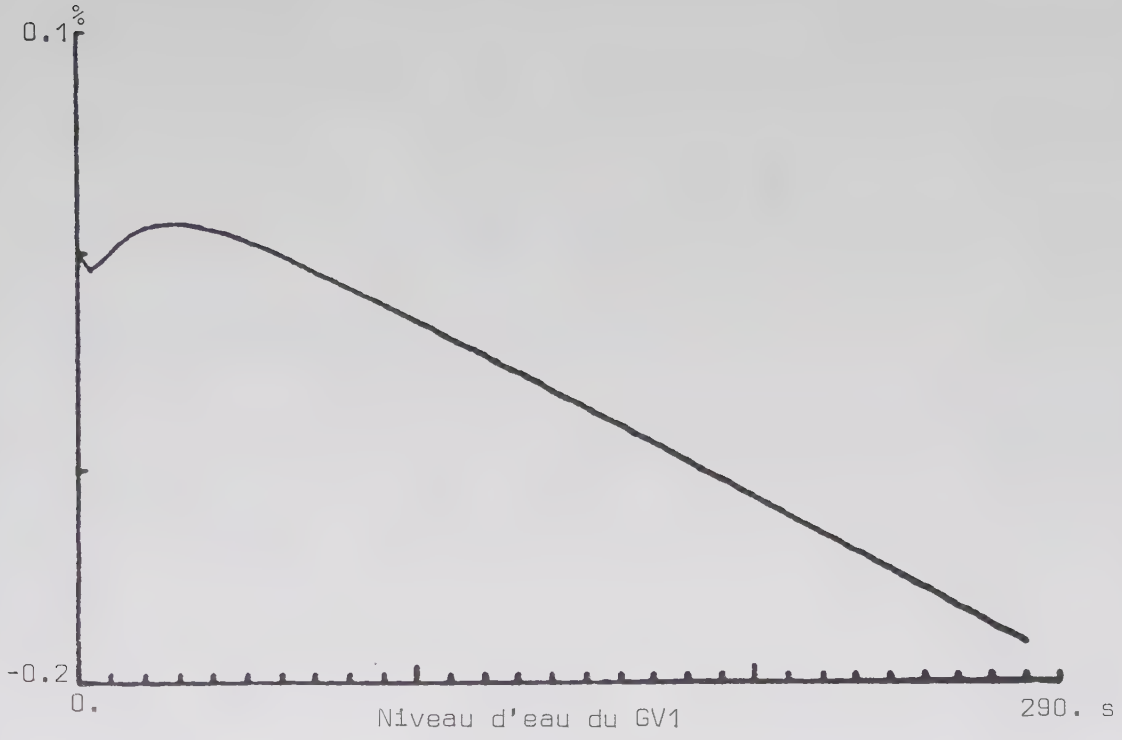


Fig. 26 - Echelon de +10 kg/s sur le débit d'eau alimentaire du GV2.



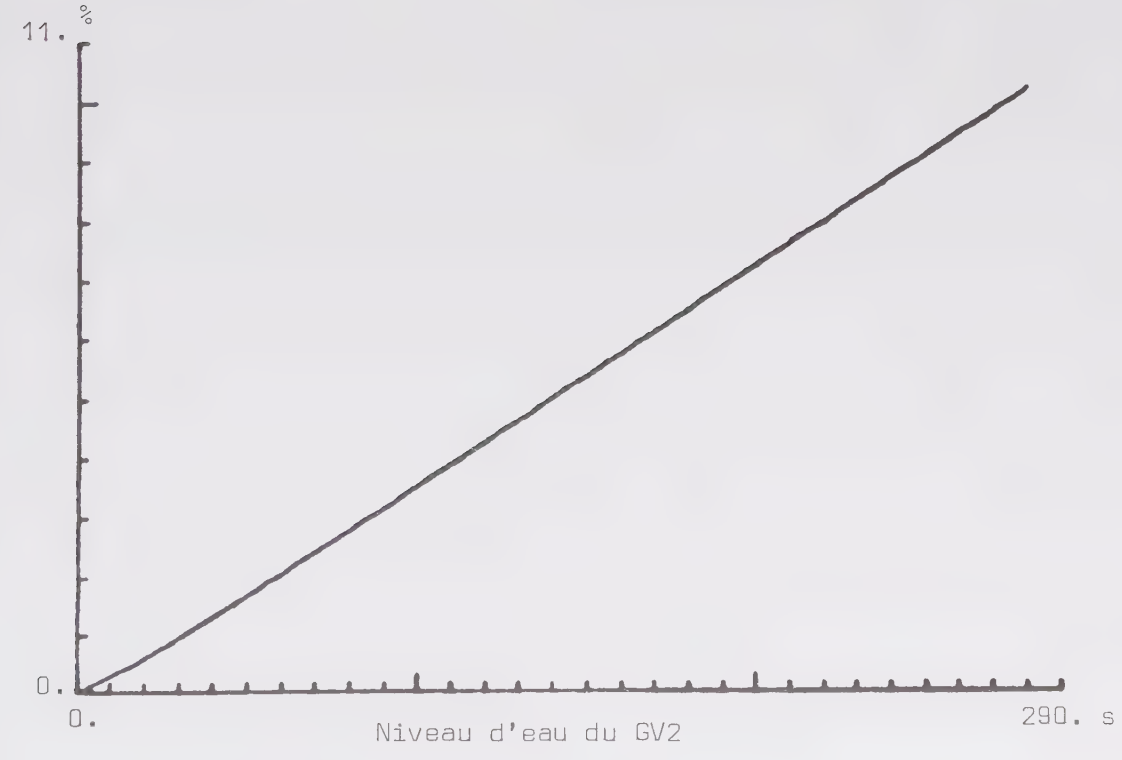


Figure 26 (suite)

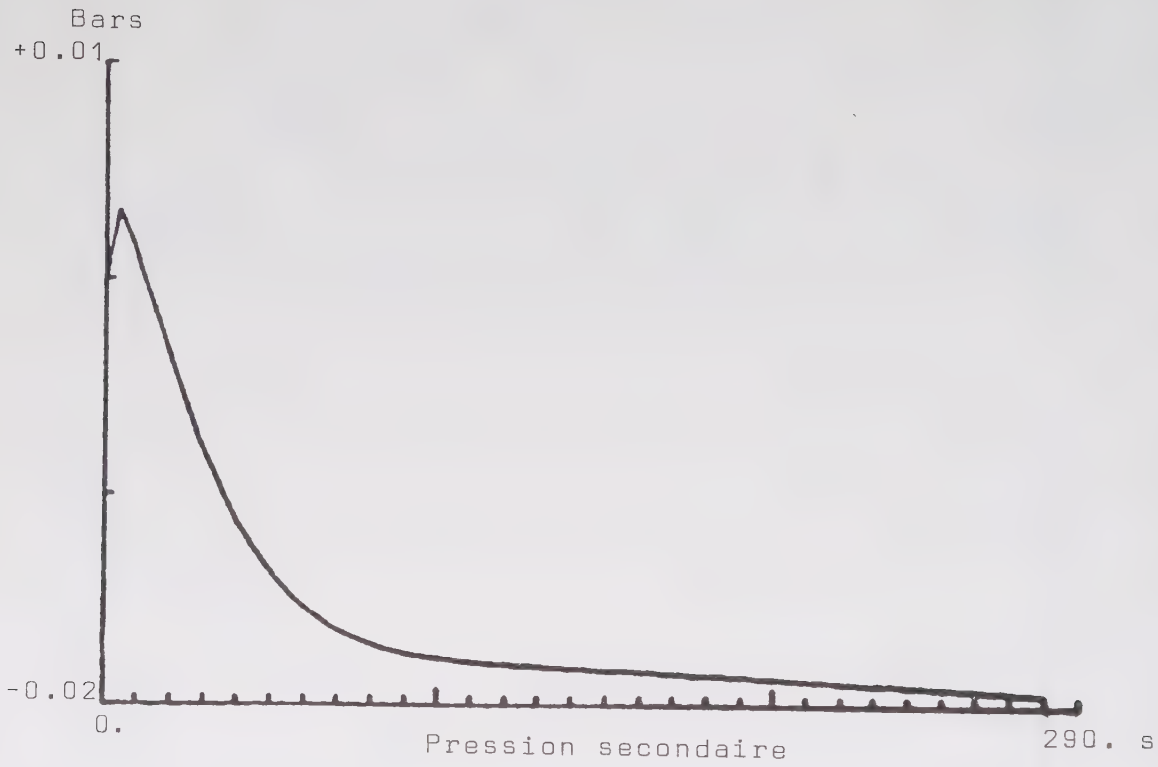


Figure 26 (suite)

Les générateurs de vapeur étant supposés, pour cette étude, fonctionner en régime équilibré, nous ne présentons dans les courbes ci-après que les résultats ayant trait à l'un d'eux, ceux de l'autre étant identiques.

L'état initial considéré, pour les deux cas est un fonctionnement à 30% de la puissance nominale.

V.4.1. Test sur une montée de puissance.

La variation de charge est très lente : la régulation de température moyenne du primaire permet d'ajuster la puissance neutronique à la puissance de la turbine en agissant sur la position des barres de contrôle, ce que nous constatons bien sur les courbes représentant ces deux grandeurs.

Les températures d'entrée et de sortie des générateurs de vapeur, ainsi que la pression secondaire évoluent normalement : la puissance augmentant, la température de sortie des générateurs de vapeur baisse pour compenser la demande supplémentaire de puissance, dans un premier temps. La régulation de température moyenne, en agissant sur les barres, fait augmenter la température de sortie du coeur. Lorsque la charge se stabilise, la température de sortie du générateur de vapeur va revenir à l'équilibre, tandis que la température de sortie du coeur se maintiendra à sa valeur.

Le niveau d'eau des générateurs de vapeur n'est pas observé sur une durée suffisamment longue pour qu'il revienne à l'équilibre. On n'observe pas de phénomène de tassement, comme c'est le cas pour un transitoire en échelon. Il est à noter d'autre part que pour cet essai comme pour le suivant, les paramètres des chaînes de régulation n'ont pas été optimisés.

La pression du circuit primaire commence par diminuer faiblement puis, quand la température de la branche chaude augmente, elle augmente rapidement pour revenir ensuite lentement à l'équilibre grâce à l'action des régulations. Les à-coups observés sur cette courbe sont dus à l'expression du débit d'expansion qui était, pour cet essai, l'expression classique faisant intervenir les dérivées des températures et de la pression.

Le niveau d'eau dans le pressuriseur baisse puisqu'on observe tout d'abord une diminution de température et de pression. Il augmente ensuite avec la température moyenne du primaire, comme cela est prévu.

V.4.2. Test sur une baisse de puissance.

La baisse de puissance est ici plus rapide que la montée précédente. L'allure générale des signaux observés est donc tout à fait différente.

Les courbes représentant la position des barres et la puissance neutronique montrent que la puissance neutronique rattrape la puissance de la turbine après une légère oscillation. Celle-ci pourrait sûrement être minimisée en agissant sur les paramètres de la régulation de température moyenne, en particulier sur le gain non-linéaire. Cette oscillation est sensible sur toutes les autres grandeurs, de façon plus ou moins importante.

L'évolution des températures du circuit primaire et de la pression secondaire s'explique comme dans le cas précédent, en tenant compte du fait que l'eau du circuit primaire sert de réserve d'énergie.

Le niveau d'eau des générateurs de vapeur revient bien à l'équilibre au bout de 200 secondes, ce que nous avons obtenu en agissant sur les paramètres de la régulation.

Du côté primaire, il est à noter que la régulation de pression et de niveau par les chaufferettes est hors service, ce qui explique pourquoi la pression ne revient pas à sa valeur de consigne, son évolution étant par ailleurs correcte. Quant au niveau, après une augmentation en début de transitoire, il suit bien l'évolution de la température moyenne.

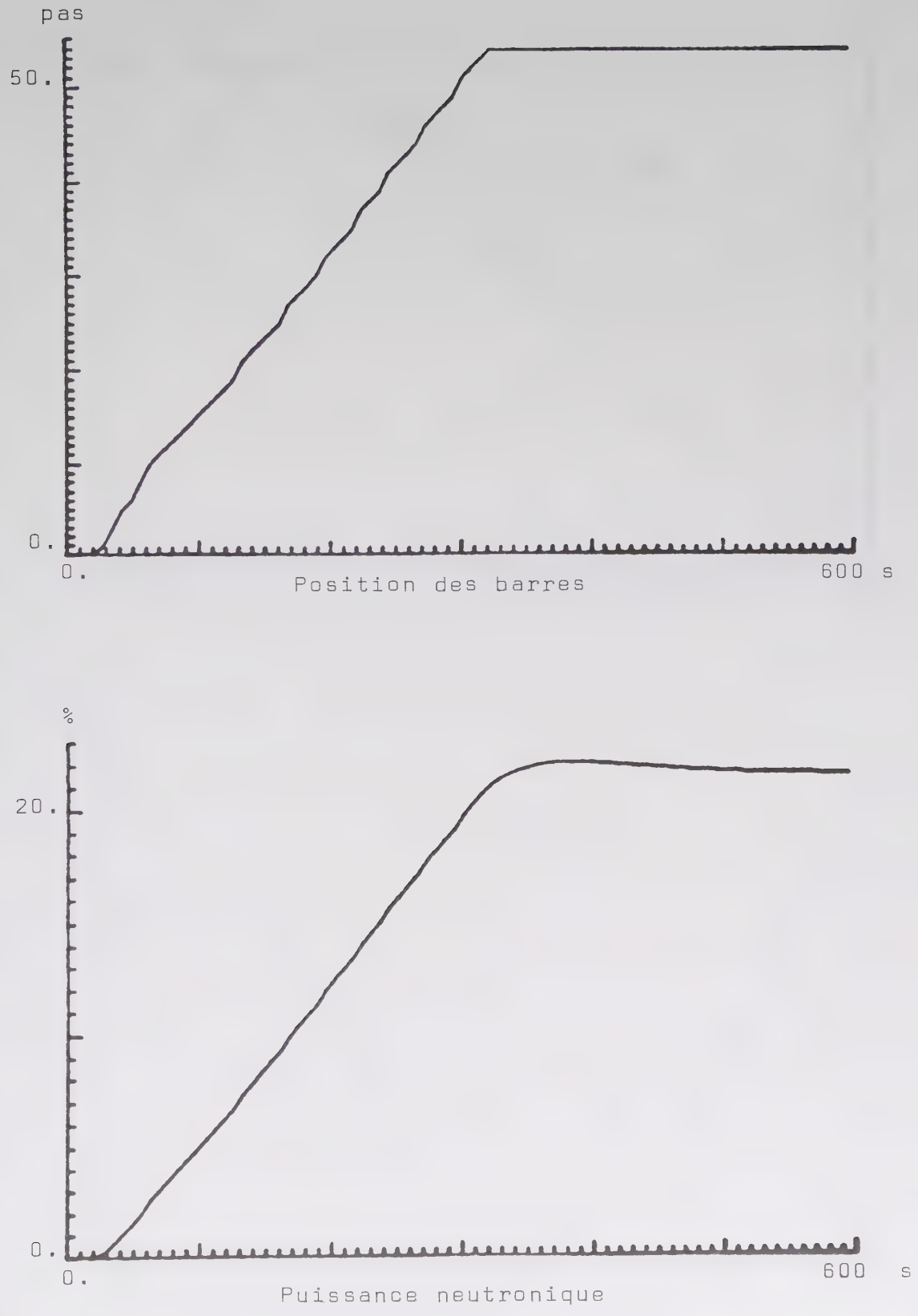
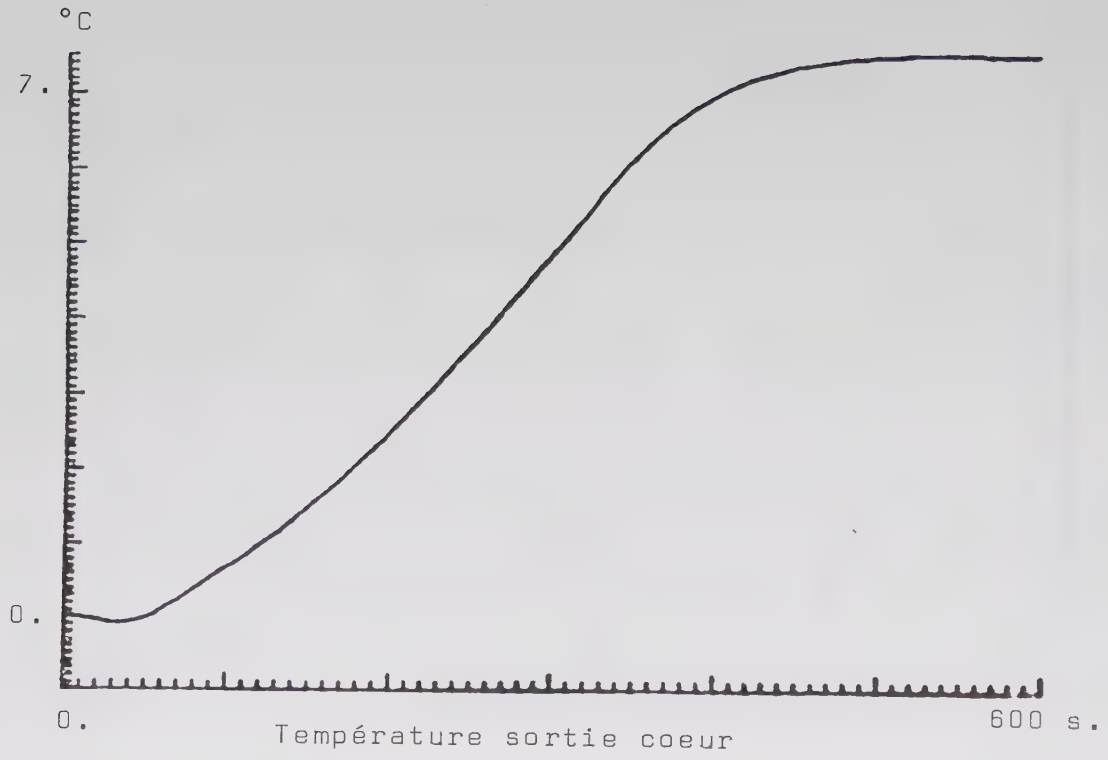


Fig. 27 - Montée de puissance.



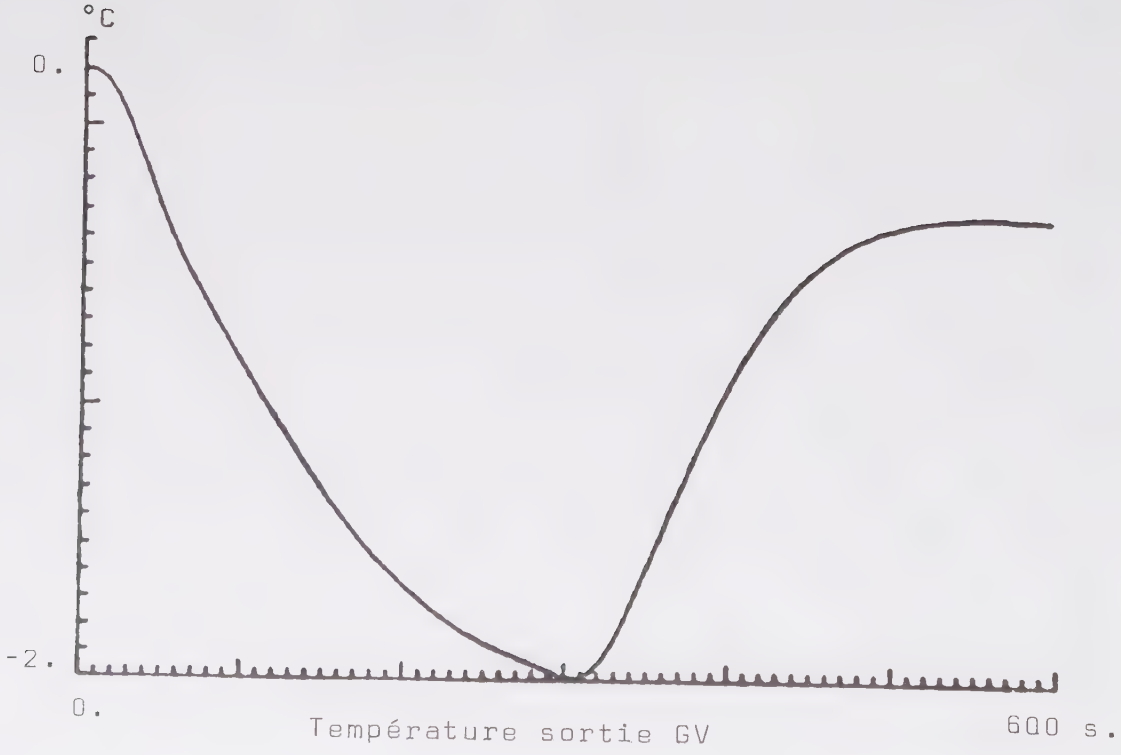
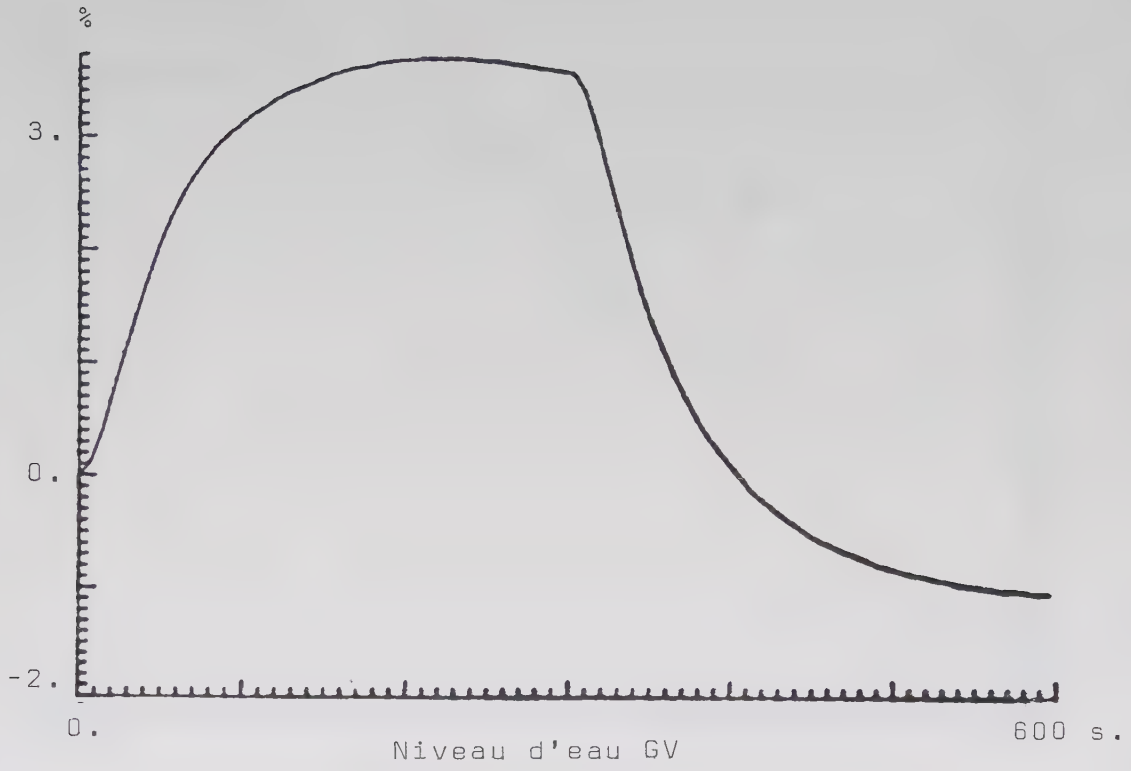


Figure 27 (suite)



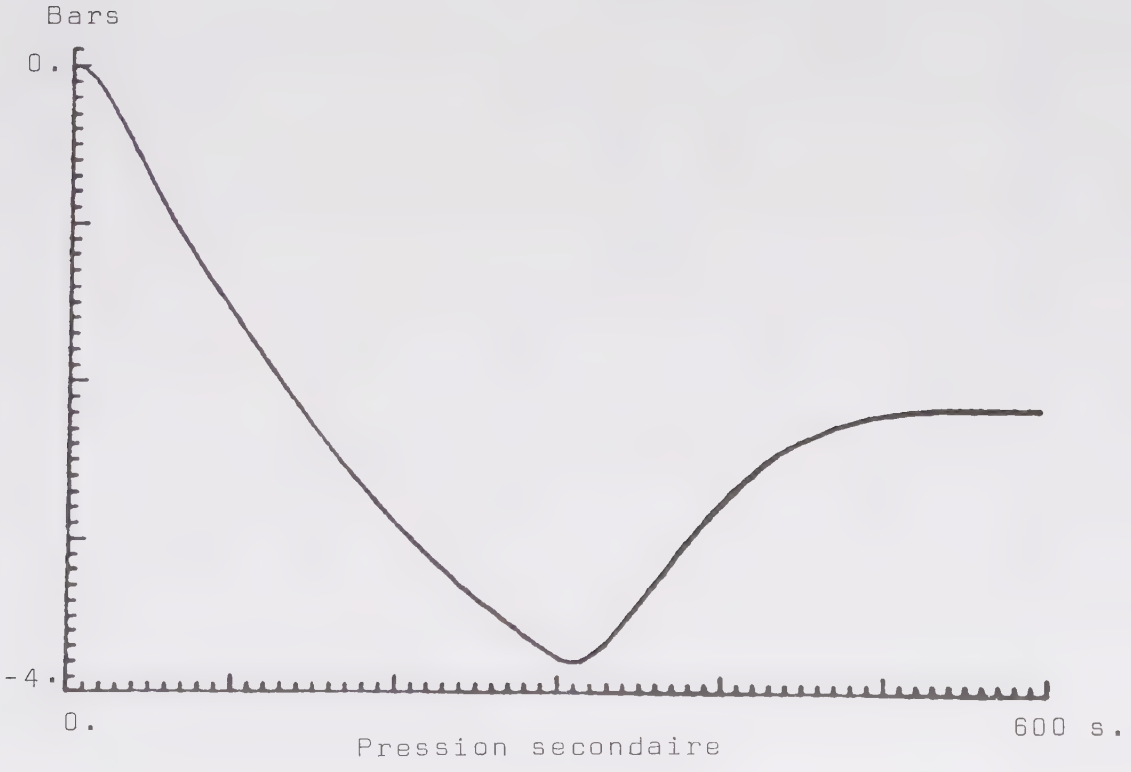
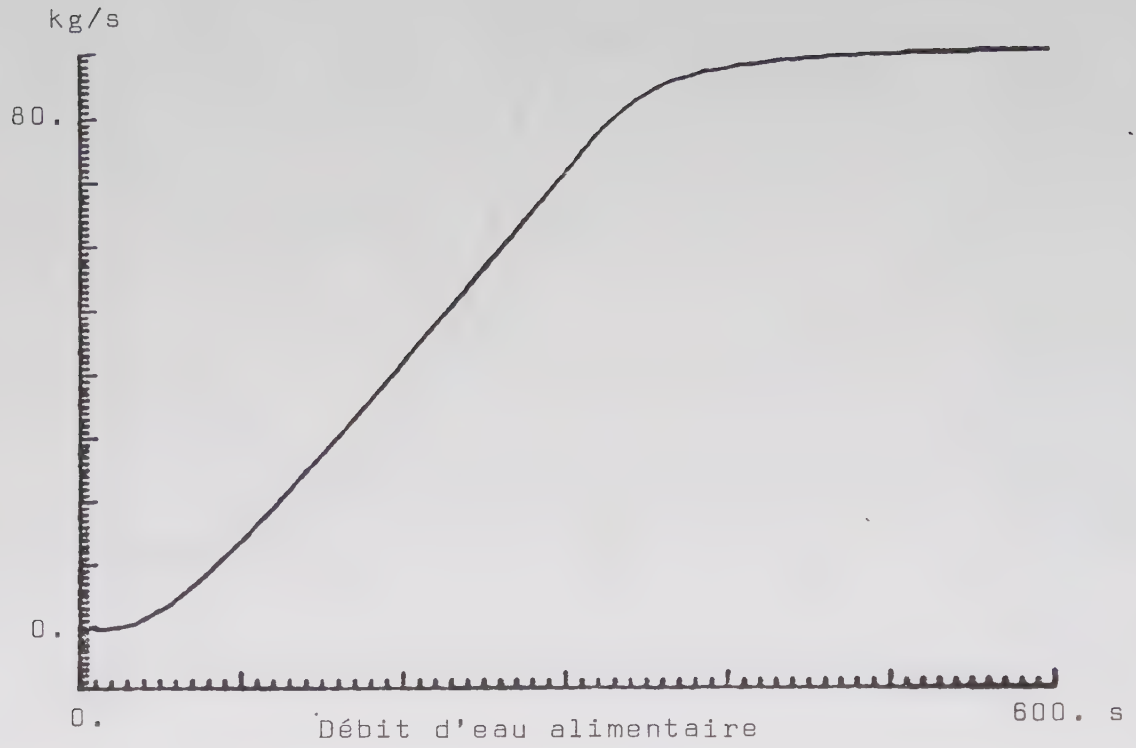


Figure 27 (suite)



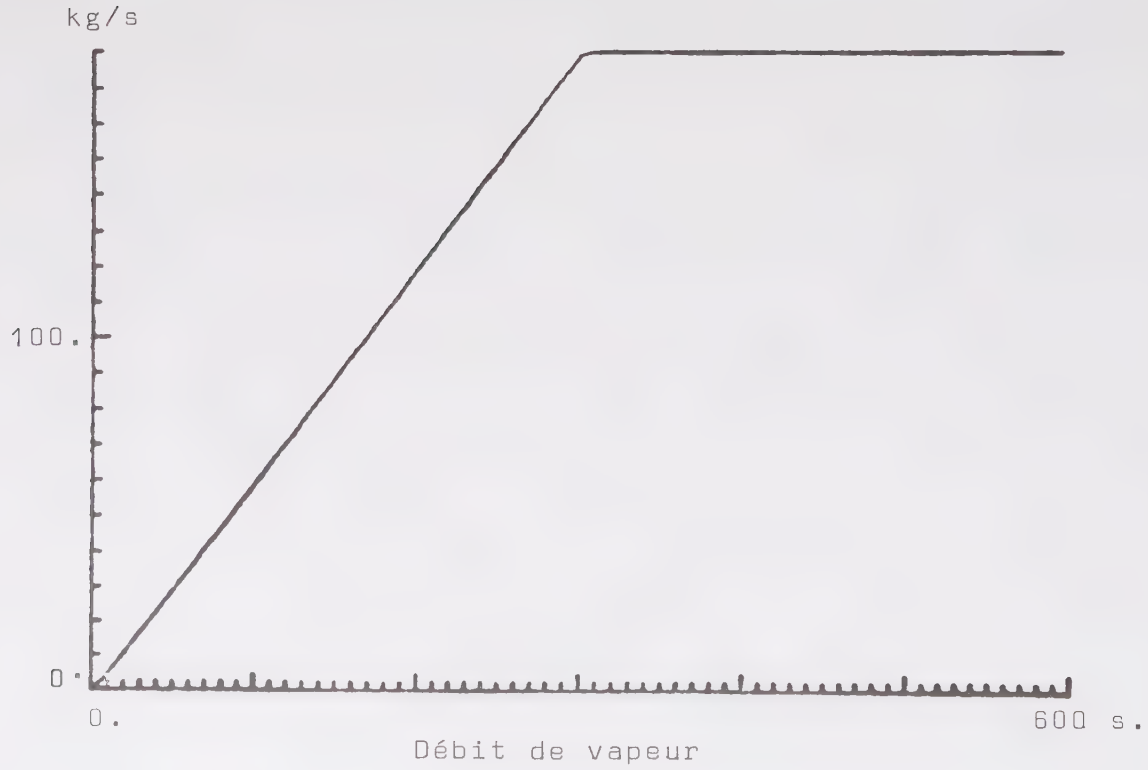
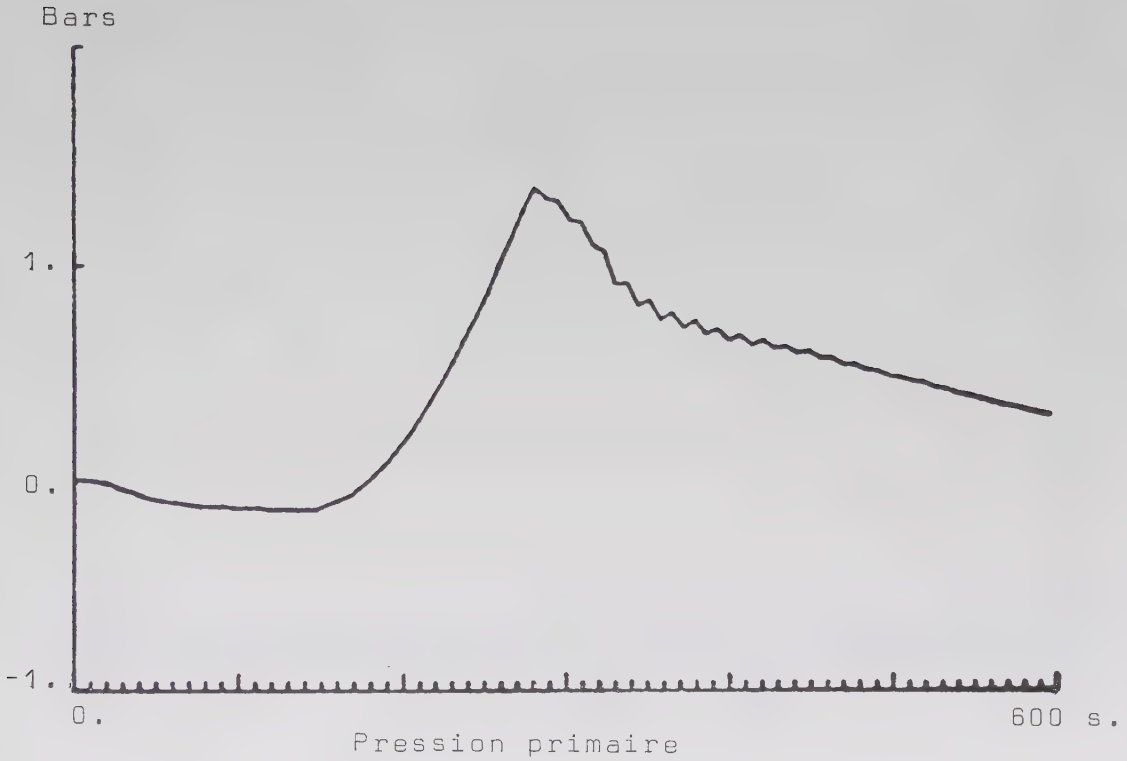


Figure 27 (suite)



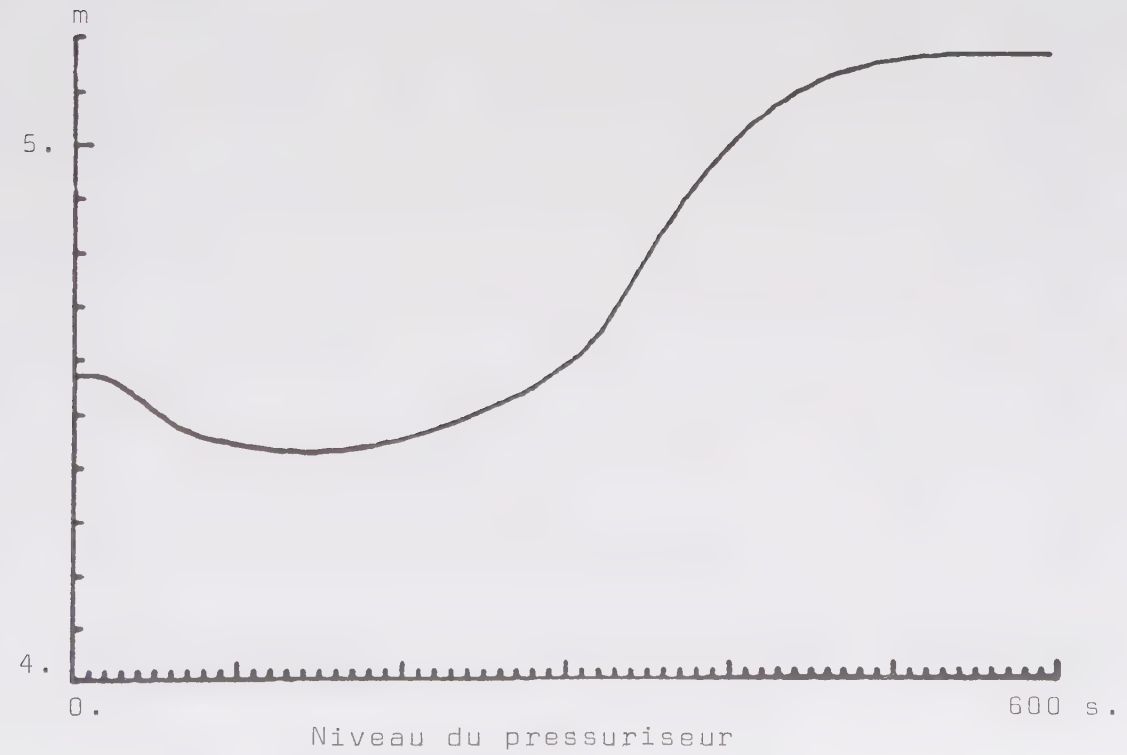
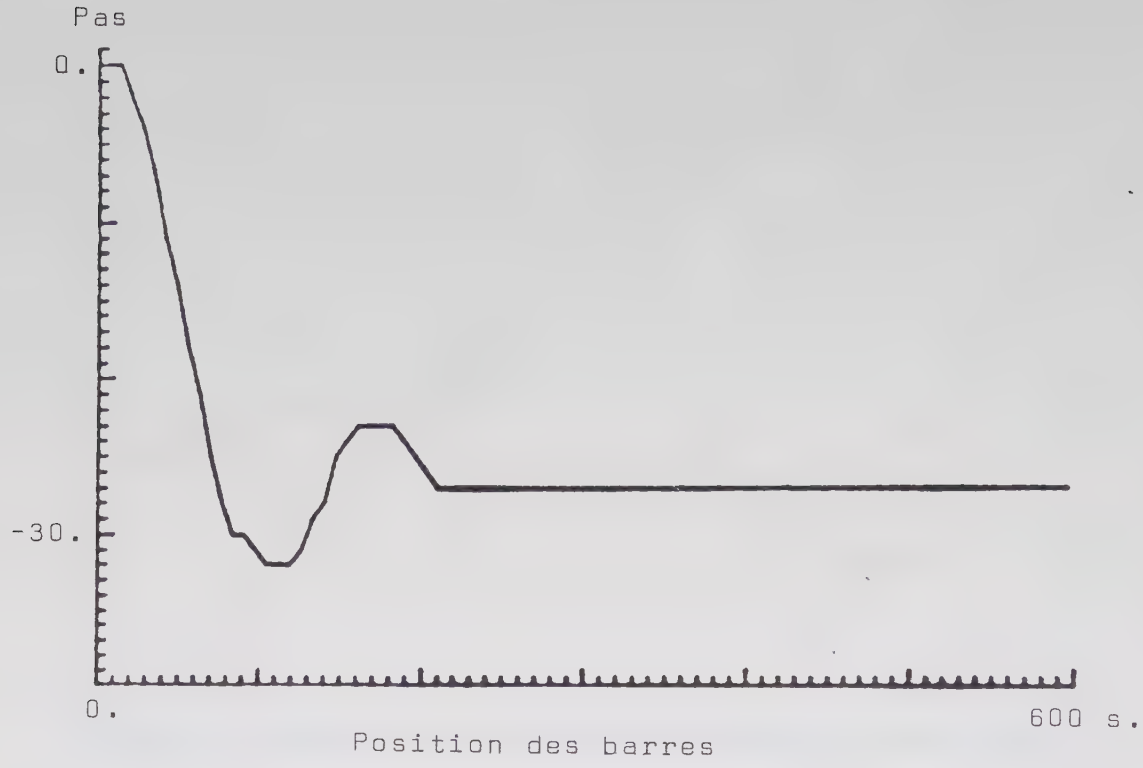


Figure 27 (suite)



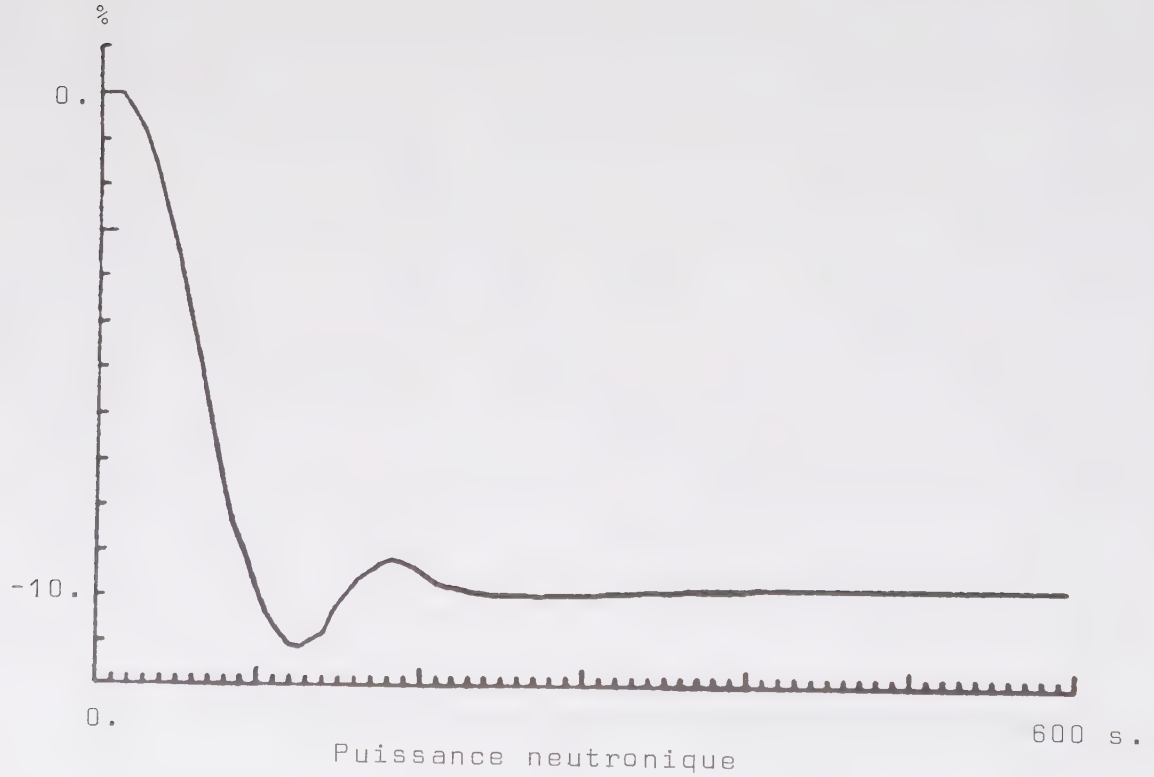
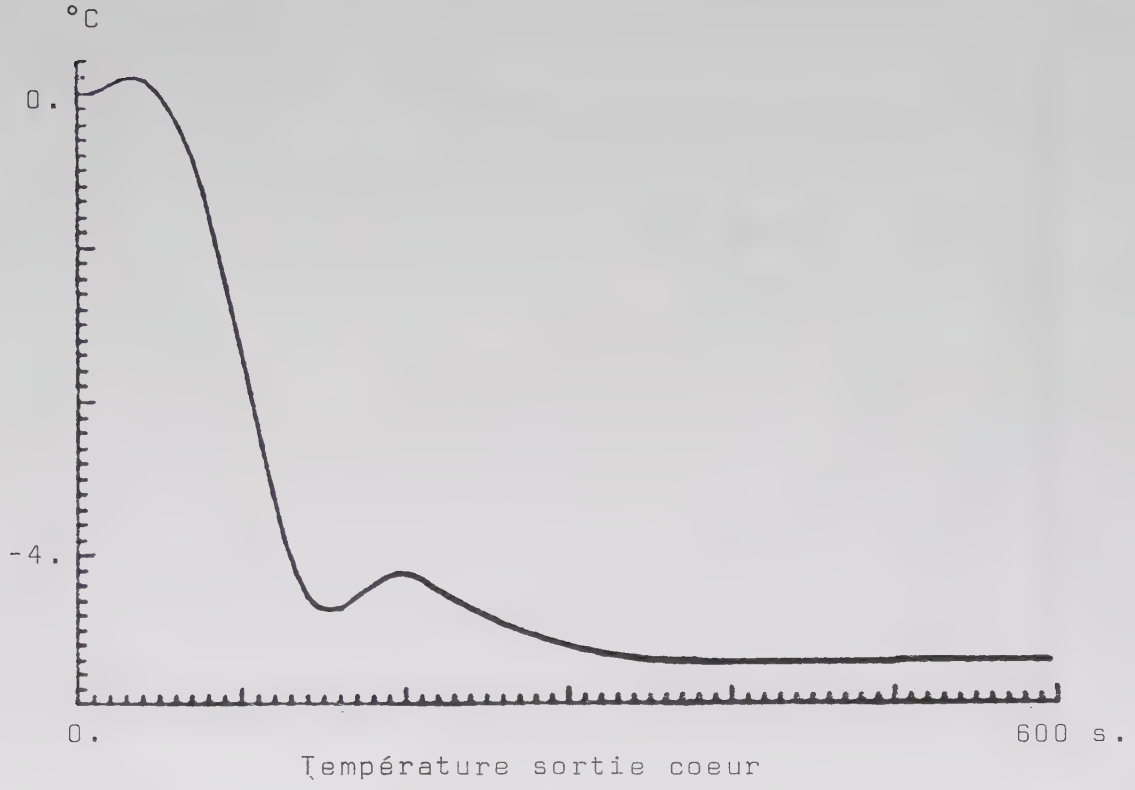


Figure 28 - Baisse de puissance



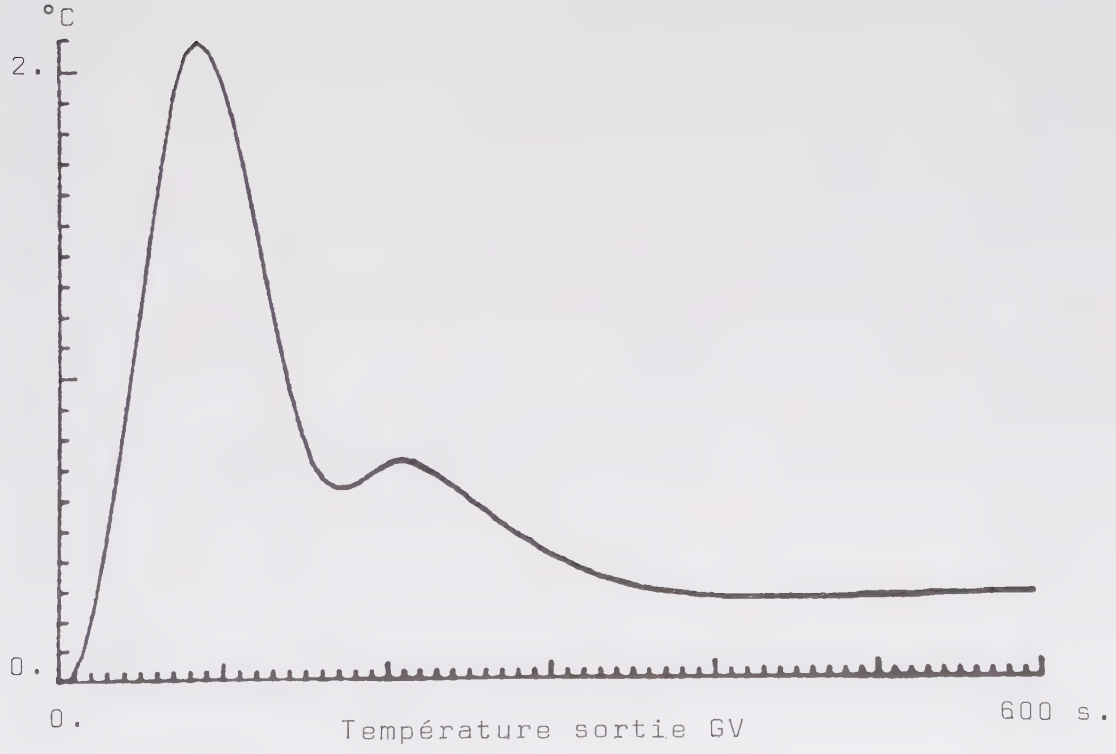
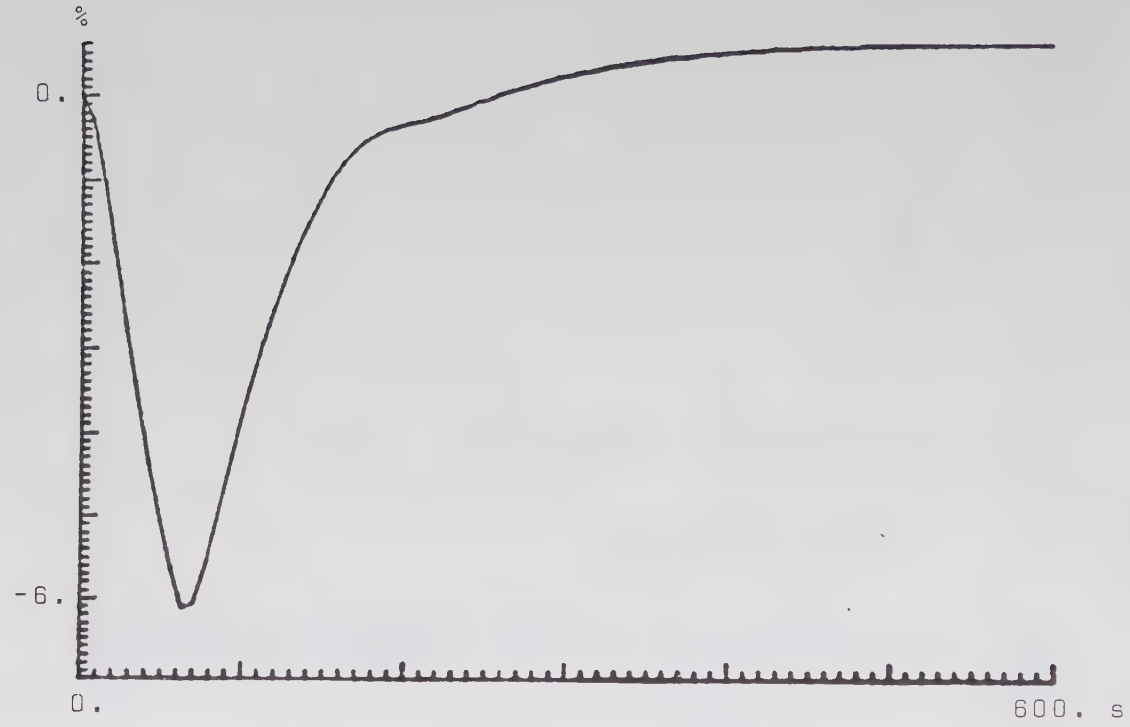
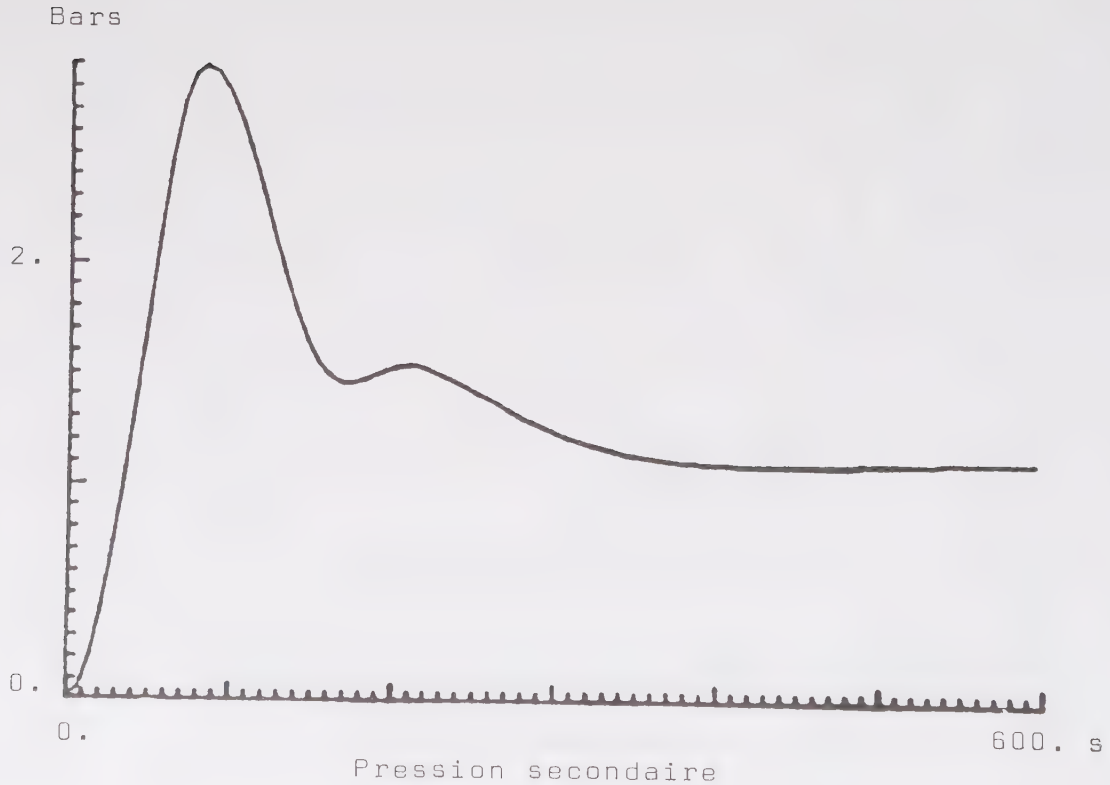


Figure 28 (suite)

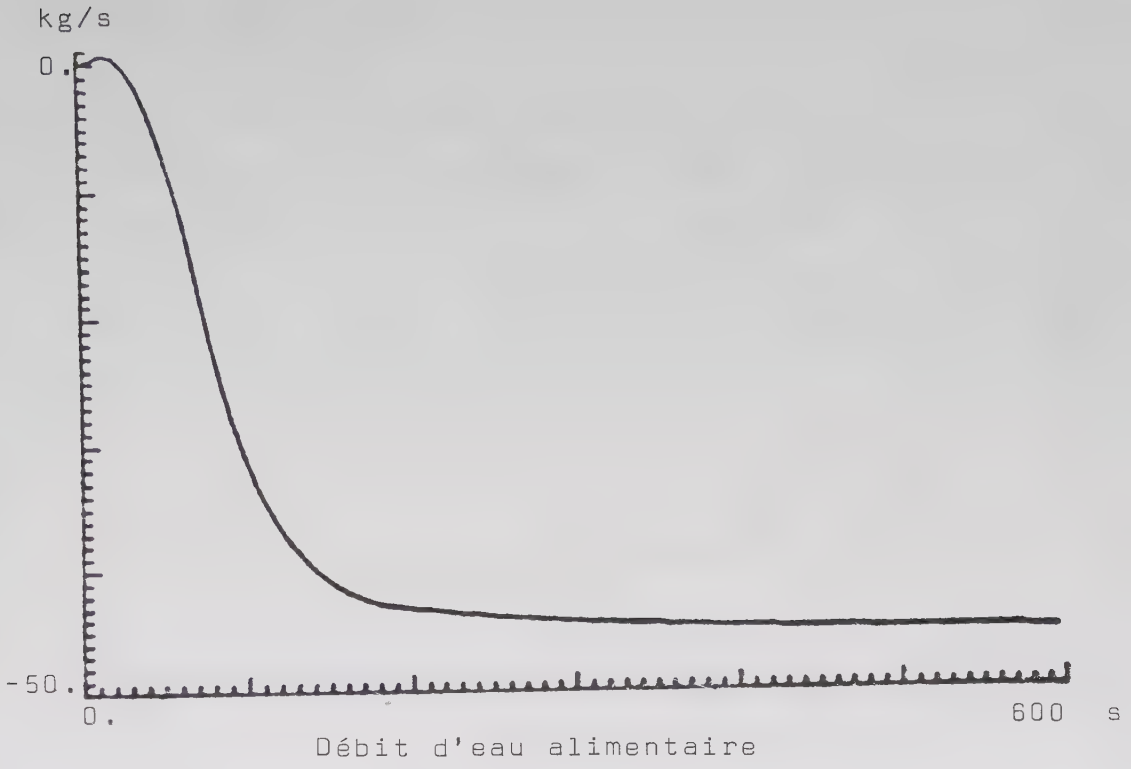


Niveau d'eau GV



Pression secondaire

Figure 28 (suite)



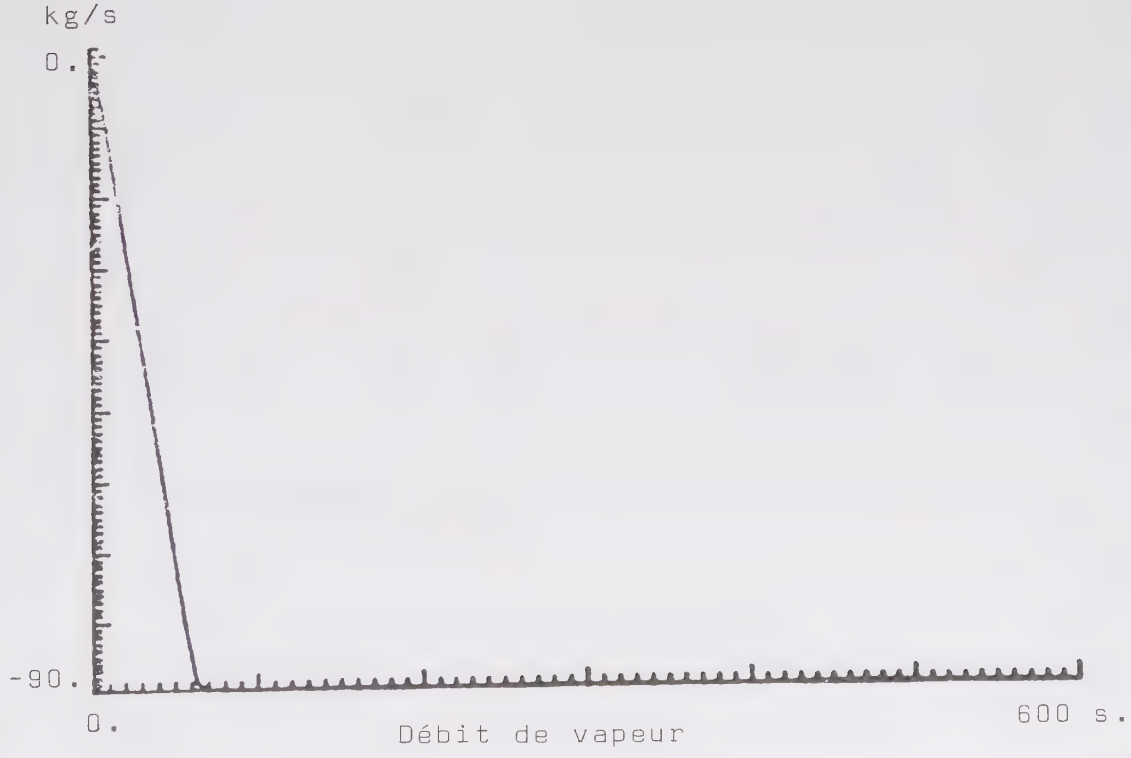
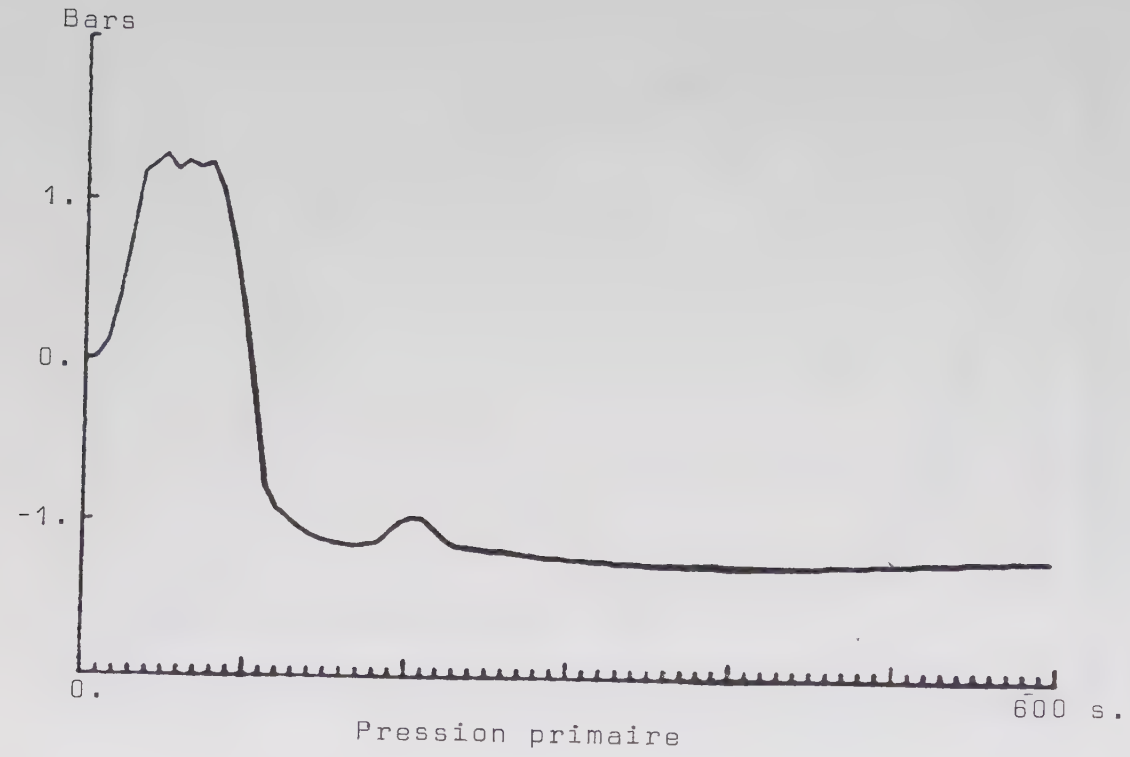


Figure 28 (suite)



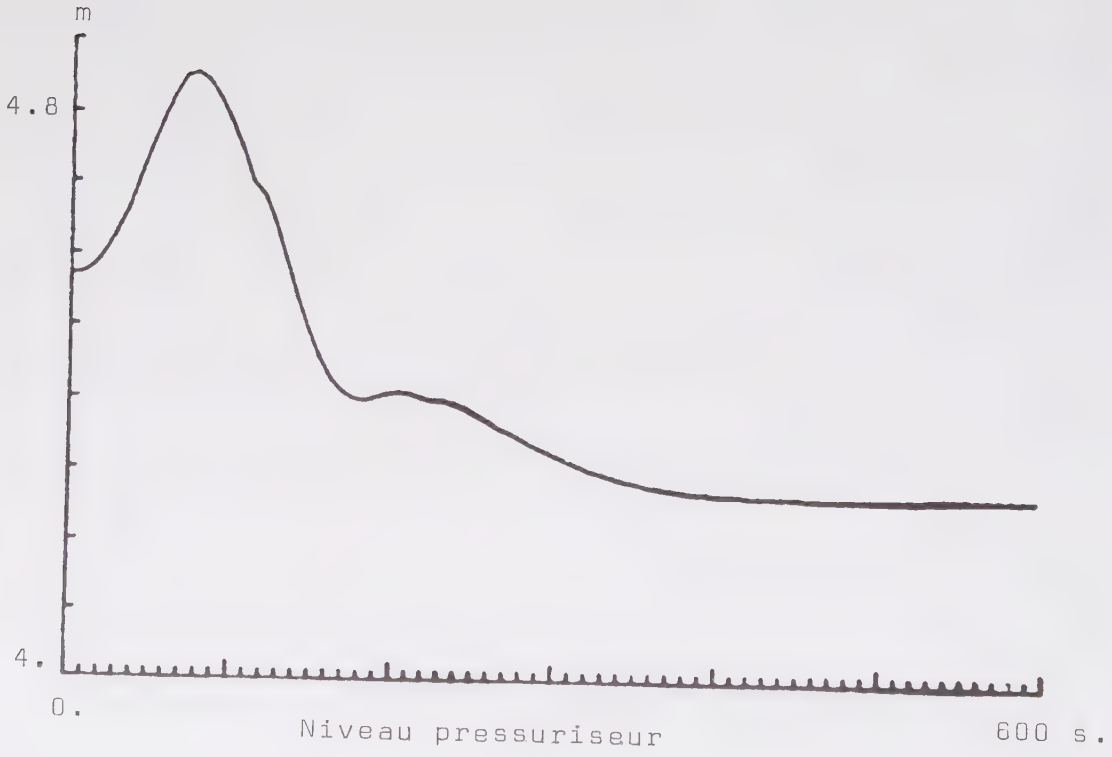


Figure 28 (suite)

V.5. CONCLUSION DES ESSAIS.

Ces diverses expériences nous ont montré que les modèles, pris isolément, représentaient correctement le comportement des composants étudiés.

Les essais sur le modèle global prouvent que le couplage entre sous-systèmes est satisfaisant et que l'évolution générale des grandeurs est bien représentée.

CONCLUSION

Le simulateur, tel qu'il a été décrit dans les chapitres précédents répond au cahier des charges qui a été défini. Il satisfait, en particulier aux conditions suivantes :

- exécution en temps réel ;
- visualisation simultanée de l'évolution des grandeurs choisies par l'opérateur ;
- possibilité d'entrer manuellement les valeurs de consigne de certaines chaînes de régulation ;
- possibilité de modifier en cours d'exécution les paramètres des chaînes de régulation ;
- affichage en cours d'exécution des alarmes, pouvant entraîner ou non l'arrêt de la simulation.

D'autre part, la structure modulaire du programme associé permet de modifier un bloc sans avoir à réécrire tout le logiciel, ce qui a pour avantage de pouvoir remplacer le modèle d'un organe par un modèle plus élaboré ou, au contraire, simplifié, selon le but recherché.

Sa limitation principale est la difficulté de simuler des transitoires de grande amplitude. En effet, les modèles sont linéarisés autour d'un point d'équilibre. L'étape suivante pourrait être de reprendre les modèles sous leur forme non-linéaire et d'intégrer alors le système par une méthode de prédiction-correction. Ceci aurait bien évidemment pour conséquence une augmentation de temps de calcul non négligeable, mais permettrait de simuler des transitoires, de grande amplitude, tels qu'un îlotage par exemple.

Nous conclurons donc que la grande souplesse d'emploi de ce simulateur ainsi que la facilité de modification des différents modèles en font un outil performant permettant l'étude de l'évolution des grandeurs les plus significatives d'une centrale pendant des transitoires normaux ainsi que l'étude de l'influence de nombreux paramètres sur le comportement global de la centrale.

BIBLIOGRAPHIE

[1] Présentation générale des centrales nucléaires PWR du palier 900 MWe. Electricité de France. Unité de Formation PWR (1976).

[2] R. CESPEDES-GANDARILLAS, "Simulation du fonctionnement d'une centrale électro-nucléaire à l'aide d'un calculateur numérique". Thèse de docteur-ingénieur (Grenoble, 1976).

[3] V. ALFREDO, "Etude de fonctionnement de réacteur à eau pressurisée sur simulateur hybride". Thèse de docteur-ingénieur (Grenoble, 1979).

[4] D. DELOURME, "Contribution à une étude de simulation d'une centrale électronucléaire PWR code de fonctionnement Picolo". Note CEA N-2154 (Orsay, 1980).

[5] P. BERNARD, R. DUPRAZ, A. VASILE, "Présentation du modèle de Phèdre : simulateur de réacteur de puissance à eau sous pression". Note CEA N-2110 (1979).

[6] St KISIELEWICZ, "Fonctionnement des tranches nucléaires PWR couplées au réseau électrique". Rapport de fin de stage AIEA (1979).

[7] J.P. HENNEBICQ, "Lilliput : un modèle analogique simplifié de simulation du comportement des tranches PWR en régime transitoire". Note EDF FO 75-51 (1976).

[8] A. HOELD, D. BERAHA, "A non-linear digital simulator for BWR nuclear power plants". Simulation of Control Systems. IMACS (1978).

[9] G. ZWINGELSTEIN, I. ANASTASIOU, "Dynamic model validation for a pressurized water reactor". IAEA Specialist's Meeting-Harrogate (1979).

[10] Le simulateur de conduite des tranches nucléaires à eau pressurisée. Note Electricité de France (1979).

[11] C. FOURCADE, J.C. QUINTON, "The Super-Phenix Training Simulator". IAEA Specialist's Meeting, Suède (1976).

[12] Y. TANGUY, "Identification des Systèmes Linéaires". Polycopie ESE n° 2801 (1980).

[13] J. POUGET, T.S. TRAN, "Aspects complémentaires de modèles développés pour les centrales électriques". Journée AFCET, Chatou (1980).

[14] P. JOVER, "Contrôle-Commande des réacteurs nucléaires. Généralités". Techniques de l'Ingénieur. B3410 (août 1978).

[15] J.P. CUNNINGHAM, T. COGNIAT, J.S. MOORE, "Pressurizer Simulation Study". Note Westinghouse Electric Corporation. WCAP-1536 (1960).

[16] R. MEISSNER, "Drükaltermodell zur Simulation von Betriebsstörungen in Drückwasserreaktoranlagen". MRR 154 (1979).

[17] A. BONNEMAY, D. DELOURME, "Simulation du pressuriseur d'une centrale nucléaire type Framatome". Note SERMA/T-1154 (1979).

[18] T. CONSTANTIEUX, M. DEAT, "Hybrid simulation of a 900 MWe Nuclear Power Plant". 9th Imacs Congress, Sorrento, Italie (1979).

[19] G. ZWINGELSTEIN, I. ANASTASIOU, "Simulation of a U tube steam generator on a mini-computer". Simulation of Systems (1979).

[20] M.R. ALI, "A lumped parameter, state variable dynamic model for U-tube Recirculation type Nuclear Steam generators". PHD Dissertation, University of Tennessee, (Knoxville, 1976).

[21] I. ANASTASIOU, "Model validation and control system analysis for pressurized water reactor components". PHD Dissertation, University of Tennessee, (Knoxville, 1979).

[22] J.F. PETETROT, "GEVAP - Programme de simulation linéaire des Générateurs de Vapeur". Note Framatome TP/PF/DC-325 (Paris, 1976).

[23] G.J. VAN TUYLE, J.C. LEE, "Linear Transient Analysis of Nuclear Steam Generators". Nuclear Science and Engineering 75, (1980).

[24] C. MIOSSEC, J. TASSART, E. IRVING, "Automatic control of steam generator levels in EDF PWR units". Boiler dynamics and control in nuclear power stations, BNES (London, 1979).

[25] E. IRVING, C. MIOSSEC, J. TASSART, "Towards efficient full automatic operation of the PWR steam generator with water level adaptive control". Boiler dynamics and control in nuclear power stations, BNES (London, 1980).

[26] P. EYKHOFF, "System Identification". John Wiley and Sons ed. (New York, 1974).

[27] E.M. KATZ, "Planning, Performing and Interpreting Dynamic Measurements in PWRs'". PHD Dissertion, University of Tennessee, (Knoxville, 1975).

[28] B. COMBE, "Analyse Numérique". Polycopié ESE n° 2324 (1973).

[29] B. CARNAHAN, H.A. LUTHER, J.O. WILKES, "Applied Numerical Methods". John Wiley and Sons ed. (New York).

[30] L. LAPIDUS, J.H. SEINFELD, "Numerical Solution of Ordinary Differential Equations". Academic Press (New York, 1971).

[31] S.J. BALL, R.K. ADAMS, "A general purpose digital computer program for solving ODE's by the matrix exponential method". Note technique ORNL-TM-1933, Oak Ridge Laboratory (1967).

[32] Y. MONSEF, "Contribution à la résolution de grands systèmes algebro-differentiels". Thèse de doctorat d'Etat (Orsay, 1977).

[33] I.W. SANDBERG, "Two theorems on the Accuracy of Numerical Solutions of ordinary differential equations". Bell System Technical Journal (1967).

[34] M.E. FOWLER, R.M. WARTEN, "A numerical integration technique for ordinary differential equations with widely separated eigenvalues". IBM Journal (1967).

[35] D.C. KRINKE, R.L. HUSTON, "An analysis of algorithms for solving differential equations". Computers and Structures, vol. 11 (1980).

[36] R.A. WILLOUGHBY, "Efficient integration methods for stiff systems of ordinary differential equations". Siam J. Numerical Analysis Vol. 7 (1970).

Manuscrit reçu le 27 juillet 1981

Annexe I

LE MODELE DE COEUR

1. Mise en équations.

Le modèle que nous avons utilisé a été développé à l'Université du Tennessee [27]. Il se compose de neuf équations différentielles, dont deux décrivent le comportement neutronique du système et les sept autres le comportement thermique.

L'équation qui permet de calculer la puissance neutronique est la suivante :

$$\frac{d\delta Q}{dt} = \frac{B_t}{\Lambda}\,\delta Q + \bar{\lambda}\delta C + \frac{Q_o}{\Lambda}\,(\alpha_f \delta T_f + \alpha_c \delta T_1 + \delta\rho_{ext} + \alpha_p \delta P)$$

La concentration δC est donnée par :

$$\frac{d\delta C}{dt} = \frac{B_t}{\Lambda}\,\delta Q - \bar{\lambda}\delta C$$

La signification des notations est la suivante :

- Q : puissance neutronique
- Q_o : puissance correspondant à l'état d'équilibre
- B_t : fraction de neutrons retardés
- $\bar{\lambda}$: constante de durée de vie moyenne pour un groupe de neutrons retardés
- α_f : coefficient Doppler
- α_c : coefficient modérateur
- α_p : coefficient de pression

T_{fu} : température du combustible

T_1 : température moyenne du réfrigérant dans le coeur

Λ : temps de génération

ρ_{ext} : réactivité apportée par les barres de contrôle

P : pression du circuit primaire.

Au lieu de mesurer la puissance en Watts, nous avons préféré nous ramener à des pourcentages de la valeur nominale. Ceci évite d'avoir à calculer la puissance Q_o correspondant à l'équilibre considéré. Pour cela, il faut définir deux nouvelles variables :

$$\delta Q_n = \frac{\delta Q}{\overline{Q}} \cdot 100$$

$$\delta X = \overline{\lambda} \frac{\delta C}{\overline{Q}} \cdot 100$$

où $\overline{Q}$ désigne la puissance nominale.

Les deux équations précédentes deviennent alors :

$$\frac{d\delta Q_n}{dt} = - \frac{B_t}{\Lambda} \delta Q_n + \delta X + \frac{1}{\Lambda} \frac{Q_o}{\overline{Q}} \cdot 100 \, (\alpha_f \delta T_{fu} + \alpha_c \delta T_1 + \alpha_p \delta P + \delta \rho_{ext})$$

$$\frac{d\,X}{dt} = \frac{B_t}{\Lambda} \overline{\Lambda} \delta Q_n - \overline{\lambda} \delta X$$

Les équations qui décrivent le comportement thermique du système (c'est-à-dire l'échange de chaleur entre le combustible et le réfrigérant) sont obtenues en écrivant les équations de conservation de l'énergie totale du système.

Le modèle de Mann, que nous avons utilisé, associe deux zones de réfrigérant à une zone de combustible. Chaque section est supposée homogène. La température moyenne dans une section est égale à la température de sortie de la section.

Les équations de transfert d'énergie s'écrivent :

$(MC_p)_f \frac{dT_{fu}}{dt} = Q - h_{fc} \cdot A(T_{fu} - T_1)$ La tranche de fuel cède de l'énergie à la tranche 1 de réfrigérant.

$$(MC_p)_c \frac{dT_1}{dt} = \frac{h_{fc}.A}{2} (T_{fu} - T_1) - (W_p C_p)(T_1 - T_{1p})$$

$$(MC_p)_c \frac{dT_2}{dt} = \frac{h_{fc}.A}{2} (T_{fu} - T_1) - (W_p C_p)(T_2 - T_1)$$

Les notations sont les suivantes :

T_1, T_2 : températures des deux tranches de réfrigérant

T_{1p} : température du réfrigérant à l'entrée du coeur

$(MC_p)_f$: produit de la masse et de la chaleur spécifique du combustible

$(MP_p)_c$: produit de la masse et de la chaleur spécifique du réfrigérant dans une tranche

W_p : débit primaire

A : surface totale de transfert de chaleur dans le coeur

h_{fc} : coefficient moyen de transfert de chaleur entre le combustible et le réfrigérant.

En linéarisant les équations définies ci-dessus et en passant aux petites variations autour d'un état d'équilibre, nous obtenons :

$$\frac{d\delta T_{fu}}{dt} = \frac{\bar{Q}/100}{(MC_p)_f} \delta Q_n - \frac{h_{fc}.A}{(MC_p)_f} (\delta T_{fu} - \delta T_1)$$

$$\frac{d\delta T_1}{dt} = \frac{h_{fc}.A}{2(MC_p)_c} (\delta T_{fu} - \delta T_1) - \frac{2}{\tau_c} (\delta T_1 - \delta T_{1p})$$

$$\frac{d\delta T_2}{dt} = \frac{h_{fc}.A}{2(MC_p)_c} (\delta T_{fu} - \delta T_1) - \frac{2}{\tau_c} (\delta T_2 - \delta T_1)$$

Où nous avons défini τ_c par l'expression suivante :

$$\tau_c = 2 \cdot \frac{M_c}{W_p}$$

M_c : masse de réfrigérant dans une section.

C'est le temps de transit dans le coeur du réfrigérant.

Les températures à l'entrée et à la sortie du coeur, ainsi que celles des branches chaudes et froides sont obtenues en simulant les zones considérées par des fonctions de transfert du premier ordre :

$$\frac{d\delta T_{up}}{dt} = \frac{1}{\tau_{up}} (\delta T_2 - \delta T_{up})$$

$$\frac{d\delta T_{hl}}{dt} = \frac{1}{\tau_{hl}} (\delta T_{up} - \delta T_{hl})$$

$$\frac{d\delta T_{lp}}{dt} = \frac{1}{\tau_{lp}} (\delta T_{cl} - \delta T_{lp})$$

$$\frac{d\delta T_{cl}}{dt} = \frac{1}{\tau_{cl}} (\delta T_f - \delta T_{cl})$$

Les notations utilisées sont les suivantes :

T_{up} : température de sortie du coeur

T_{lp} : température d'entrée du coeur

T_{hl} : température de la branche chaude

T_{cl} : température de la branche froide

T_f : température de sortie du générateur de vapeur.

Les constantes de temps τ_{up}, τ_{hl}, τ_{lp}, τ_{cl} se calculent aisément car elles représentent le temps de transit du réfrigérant dans la zone considérée.

2. Les données utilisées.

La plupart de ces données sont connues et constantes. Il se pose toutefois un problème pour les coefficients α_p, α_f, α_c qui sont fonction, d'une part, du vieillissement du combustible, d'autre part du niveau de puissance. Ces coefficients ont donc été ajustés en comparant les résultats obtenus par le modèle décrit ci-dessus et les mesures relevées sur site pour deux niveaux de puissance (100% et 30% de la puissance nominale).

Annexe II

LA MODELISATION DES GENERATEURS DE VAPEUR

1. Mise en équations (cas d'un générateur de vapeur).

Le code de simulation que nous avons utilisé a été mis au point auparavant et est décrit dans de nombreuses publications en particulier [20] et [22]. nous nous contenterons donc de rappeler le système de dix-neuf équations algebro-différentielles auquel on aboutit en écrivant les équations de conservation de la masse et de l'énergie dans chacune des tranches telles qu'elles sont définies sur la figure 9. Ce système d'équations est non-linéaire, il nous a donc fallu le linéariser autour d'un point de fonctionnement connu. Nous rappelons tout d'abord les principales notations avant de donner les équations linéarisées et écrites pour des petites variations.

Notations :

L'indice o caractérise l'état d'équilibre autour duquel les équations sont linéarisées

T_{h1} : température de la branche chaude

T_c, T_{p1}, T_{p2}, T_{p3}, T_{p4} : température moyenne dans chacune des tranches de réfrigérant

T_{M1}, T_{M2}, T_{M3}, T_{M4} : température moyenne dans chacune des zones de métal

C_{p1}, C_m, C_{p2} : chaleurs spécifiques de l'eau primaire, du métal et de l'eau secondaire

W_{pi}, W_{p1}, W_{p2} : débit de réfrigérant primaire dans les sections PRI, PR1 et PR2

W_{fi} : débit d'eau alimentaire (secondaire)

W_1, W_2, W_3, W_4 : débit d'eau secondaire à la sortie des sections D, S_1, S_2, S_3

M_{pi}, M_{p1}, M_{p2}, M_{p3} : masses d'eau dans les sections PRI, PR1, PR2, PR3

M_d, T_d : masse et température de l'eau dans le downcomer

ρ_p, ρ_m, ρ_{s1}, ρ_r : densités de l'eau primaire, du métal, de l'eau à saturation du secondaire et de l'eau dans le riser

A_p, A_m, A_{fs} : surfaces de transfert correspondant au débit primaire, aux tubes et au débit secondaire

T_{fw} : température de l'eau alimentaire

W_s : débit vapeur

L_{s1}, L_{s2} : longueurs des tubes correspondant aux régions sous-refroidie et bouillante

L : niveau d'eau, en pourcentage de la gamme autorisée

P_s : pression secondaire

χ_e : qualité de la vapeur en sortie du dôme

T_{sat} : température de saturation du secondaire

U_{pm} : coefficient de transfert de chaleur entre le réfrigérant et les tubes

U_{ms1} : coefficient de transfert de chaleur entre les tubes et l'eau secondaire dans la région sous-refroidie

U_{ms2} : coefficient de transfert de chaleur entre les tubes et l'eau secondaire dans la zone bouillante

V_s : volume initial du dôme de vapeur

L_r : hauteur du riser

V_r : volume du riser

R_p : rapport des pertes de charge dans la région diphasique aux pertes totales dans la boucle de recirculation.

Equations :

$$\frac{d\delta T_c}{dt} = \frac{W_{pi}}{M_{pi}} (\delta T_{h1} - \delta T_c) \tag{1}$$

$$\frac{d\delta T_{p1}}{dt} = \left(\frac{1}{\tau_{p1}} - \frac{U_{pm}}{2C_{p1}\rho_d A_d}\right)\delta T_c - \left(\frac{1}{\tau_{p1}} + \frac{U_{pm}}{2C_{p1}\rho_d A_d}\right)\delta T_{p1} + \frac{U_{pm}}{C_{p1}\rho_d A_d}\delta T_{M1}$$

$$- \frac{U_{pm}}{C_{p1}\rho_d A_d L_{s10}}\left(\frac{1}{2}(T_c + T_{p1}) - T_{M1}\right)_o \delta L_{s1} \tag{2}$$

$$\frac{d\delta T_{p2}}{dt} + \frac{(T_{p1}-T_{p2})_o}{L_{s20}}\frac{d\delta L_{s1}}{dt} = \left(\frac{1}{\tau_{p2}} - \frac{U_{pm}}{2C_{p1}\rho_p A_p}\right)\delta T_{p1} - \left(\frac{1}{\tau_{p2}} - \frac{U_{pm}}{2C_{p1}\rho_p A_p}\delta T_{p2}\right)$$

$$+ \frac{U_{pm}}{C_{p1}\rho_p A_p} \cdot \delta T_{M2} + \frac{U_{pm}}{C_{p1}M_{p20}}\left(\frac{T_{p1}+T_{p2}}{2} - T_{M2}\right)_o \delta L_{s1} \tag{3}$$

$$\frac{d\delta T_{p3}}{dt} = \left(\frac{1}{\tau_{p3}} - \frac{U_{pm}}{2C_{p1}\rho_p A_p}\right)\delta T_{p2} - \left(\frac{1}{\tau_{p3}} + \frac{U_{pm}}{2C_{p1}\rho_p A_p}\right)\delta T_{p3}$$

$$+ \frac{U_{pm}}{C_{p1}\rho_p A_d}\delta T_{M3} + \frac{U_{pm}}{C_{p1}M_{p30}}\left(\frac{1}{2}(T_{p2}+T_{p3}) - T_{M3}\right)_o \delta L_{s1} \tag{4}$$

$$\frac{d\delta T_{p4}}{dt} - \frac{(T_{p3}-T_{p4})_o}{L_{s10}}\frac{d\delta L_{s1}}{dt} = \left(\frac{1}{\tau_{p4}} - \frac{U_{pm}}{2C_{p1}\rho_p A_p}\right)\delta T_{p3} - \left(\frac{1}{\tau_{p4}} + \frac{U_{pm}}{2Cp_1\ p A_p}\right)\delta Tp_4$$

$$+ \frac{U_{pm}}{C_{p1}\rho_p A_p}\delta T_{M4} - \frac{U_{pm}}{C_{p1}M_{p40}}\left(\frac{1}{2}(T_{p3} + T_{p4}) - T_{M4}\right)_o \delta L_{s1} \tag{5}$$

$$\frac{d\delta T_f}{dt} = \frac{1}{\delta_{po}}(\delta T_{p4} - \delta T_f) \tag{6}$$

$$\frac{d\delta T_{M1}}{dt} + \left(\frac{T_{M1} - T_{M2}}{2L_{s1}}\right)_o \frac{d\delta L_{s1}}{dt} = \frac{U_{pm}}{2\rho_m A_m C_m}\delta T_c + \frac{U_{pm}}{2\rho_m A_m C_m}\delta T_{p1}$$

$$- \frac{(U_{pm} + U_{ms1})}{2\rho_m A_m C_m}\delta T_{M1} + \frac{U_{ms1}}{2\rho_m A_m C_m}\delta T_d + \frac{U_{ms1}}{2\rho_m A_m C_m}\left(\frac{\partial T_{sat}}{\partial p_s}\right)\delta p_s \qquad (7)$$

$$\frac{d\delta T_{M2}}{dt} + \left(\frac{T_{M1} - T_{M2}}{2L_{s2}}\right)_o \frac{d\delta L_{s1}}{dt} = \frac{U_{pm}}{2\rho_m A_m C_m}\delta T_{p1} + \frac{U_{pm}}{2\rho_m A_m C_m}\delta T_{p2}$$

$$- \frac{(U_{pm} + U_{ms2})}{\rho_m A_m C_m}\delta T_{m2} + \frac{U_{ms2}}{\rho_m A_m C_m}\left(\frac{\partial T_{sat}}{\partial p_s}\right).\ \delta p_s \qquad (8)$$

$$\frac{d\delta T_{M3}}{dt} + \left(\frac{T_{M4} - T_{M3}}{2L_{s2}}\right)_o \frac{d\delta L_{s1}}{dt} = \frac{U_{pm}}{2\rho_m A_m C_m}\delta T_{p2} + \frac{U_{pm}}{2\rho_m A_m C_m}\delta T_{p3}$$

$$- \frac{U_{pm} + U_{ms2}}{\rho_m A_m C_m}\delta TM_3 + \frac{U_{ms2}}{\rho_m A_m C_m}\frac{\partial T_{sat}}{\partial_{ps}}\partial p_s \qquad (9)$$

$$\frac{d\delta T_{M4}}{dt} + \left(\frac{T_{M4} - T_{M3}}{2L_{s1}}\right)_o \frac{d\delta L_{s1}}{dt} = \frac{U_{pm}}{2\rho_m A_m C_m}\delta T_{p3} + \frac{U_{pm}}{2\rho_m A_m C_m}\delta T_{p4}$$

$$- \frac{(U_{pm} + U_{ms1})}{\rho_m A_m C_m}\delta T_{M4} + \frac{U_{ms1}}{2\rho A_m C_m}\delta T_d + \frac{U_{ms1}}{2\rho_m A_m C_m}\frac{\partial T_{sat}}{\partial_{ps}}\delta p_s \qquad (10)$$

$$k\frac{d\delta L}{dt} + \frac{V_d}{\rho_d A_d}\frac{\partial \rho_d}{\partial T}\frac{d\delta T_d}{dt} = \frac{1}{\rho_d A_d}\left(\delta W_{fi} + (1 - \chi_e)_o\ \delta W_f - W_{40}\delta\chi_e - \delta W_1\right) \qquad (11)$$

$$\frac{V_d}{A_d}\left(1 + \frac{T_d}{\rho_d}\frac{\partial \rho_d}{\partial T}\right)_o \frac{d\delta T_d}{dt} + kT_{do}\frac{d\delta L}{dt} = \frac{1}{\rho_d A_d}\left[-W_o T_{sat_o}\delta\chi_e + (1-\chi_{e_o})T_{sat_o}\delta W_4\right.$$

$$\left. - T_{do}\delta W_1 + (1-\chi_{e_o})W_{40}\frac{\partial T_{sat}}{\partial p_s}\delta p_s - W_{10}\delta T_d + T_{fio}\delta W_{fi} + W_{fio}\delta T_{fi}\right] \tag{12}$$

$$\frac{d\delta L_{s1}}{dt} + \left(\frac{L_{s1}}{\rho_{s1}+\rho_d}\right)_o \frac{\partial \rho_d}{\partial T}\frac{d\delta T_d}{dt} = \frac{2}{A_{fs}(\rho_{s1}+\rho_d)_o}(\delta W_1 - \delta W_2) \tag{13}$$

$$\frac{A_{fs}C_{p2}L_{s10}}{4}\left[\left((T_d + T_{sat})_o\right)\frac{\partial \rho_d}{\partial T} + (\rho_{s1}+\rho_d)_o \frac{d\delta T_d}{dt}\right.$$

$$\left. + (\rho_{s1}+\rho_d)_o \frac{\partial T_{sat}}{\partial p_s}\frac{d\delta p_s}{dt}\right] + \frac{A_{fs}C_{p2}}{4}(\rho_{s1}+\rho_d)_o (T_d + T_{sat})_o \frac{d\delta L_{s1}}{dt}$$

$$= (U_{ms1}L_{s10}(\delta T_{M1} + \delta T_{M4}) + U_{ms1}(T_{Mi}+T_{M4}-T_{sat})_o \delta L_{s1}$$

$$+ (C_{p2}W_{10} - U_{ms1}L_{s10})\delta T_d$$

$$- C_{p2}W_{20} + U_{ms1}L_{s10})\frac{\partial T_{sat}}{\partial p_s}\delta p_s + C_{p2}(T_{do}\delta W_1 - T_{sat_o}\delta W_2) \tag{14}$$

$$A_{fc}\rho_{bo}\frac{d\delta L_{s1}}{dt} - A_{fs}L_{s20}D_1\frac{d\delta p_s}{dt} + A_{fc}L_{s20}D_2\frac{d\delta\chi_e}{dt} = -\delta W_2 + \delta W_3 \tag{15}$$

$$A_{fc}\left\{\left[L_{s2}h_b D_1 + \rho_B L_{s2}\left(\frac{\partial f_f}{\partial p_s} + \frac{\chi_e}{2}\frac{\partial h_{fg}}{\partial p_s}\right)\right]_o \left(\frac{d\delta p_s}{dt} + \frac{\rho_b L_{s2}h_{fg}}{2} - L_{s2}h_b D_2\right)_o \frac{d\delta\chi_e}{dt}\right.$$

$$\left. - \rho_{bo}h_{bo}\frac{d\delta L_{s1}}{dt}\right\} = U_{ms2}(TM_2+T_{M3}-2T_{sat})_o \delta L_{s1} + U_{ms2}L_{s20}(\delta T_{M2}+\delta TM_3)$$

$$- \left[2U_{ms2}L_{s20}\frac{\partial T_{sat}}{\partial p_s} + W_{30}\chi_{e_o}\frac{\partial h_{fg}}{\partial p_s}\right]\delta p_s + h_{fo}\delta W_2 - (h_f+\chi_e h_{fg})_o \delta W_3$$

$$- W_{30}h_{fg}\delta\chi_e \tag{16}$$

$$V_s \frac{\partial \rho_g}{\partial p_s} \cdot \frac{d\delta p_s}{dt} - k\rho_g A_d \frac{d\delta L}{dt} = \chi_{eo}\delta W_4 + W_{40}\delta\chi_e - \delta W_{so} \qquad (17)$$

$$\varepsilon\delta W_1 + (1-\varepsilon)\delta W_3 = \frac{W_o}{2\Delta p_{so}} \left[\rho_{do} k\delta L + \left(\rho_d - \frac{\rho_d + \rho_{s1}}{2} \right)_o \delta L_{s1} \right.$$

$$- (L_{s2}D_1 + L_R D_{1r})_o \delta p_s + (L_{s2}D_2 + L_r D_{2r})_o \delta\chi_e$$

$$\left. + \left(L_d - \frac{L_{s1}}{2} \right)_o \frac{\partial \rho_d}{\partial T} \delta T_d - \frac{R_p}{4} \left[\frac{W_o}{\left(1 + \frac{V_{fg}}{v_f} \frac{\chi_{eo}}{2} \right)} \cdot \frac{V_{fg}}{v_f} \right] \delta\chi_e \right] \qquad (18)$$

$$V_r \left(D_{1r} \frac{d\delta p_s}{dt} - D_{2r} \frac{d\delta\chi_e}{dt} \right) = \delta W_3 - \delta W_4 \qquad (19)$$

Ces 19 équations algebro-différentielles traduisent le comportement d'un seul générateur de vapeur. Or, nous cherchons à simuler deux générateurs de vapeur. Dans la réalité, les débits de vapeur s'ajoutent au barillet vapeur. La turbine n'étant pas simulée, il nous a paru plus simple de considérer un seul dôme de vapeur pour les deux générateurs.

2. Modifications apportées pour prendre en compte les deux générateurs de vapeur.

A partir des équations définies ci-dessus et se rapportant à un seul générateur de vapeur, nous allons chercher à modéliser le couplage sans trop de modifications. Le schéma 29 indique le couplage réalisé entre les deux générateurs de vapeur. Comme ils débitent tous les deux dans le même dôme de vapeur, leur pression secondaire est la même. Il suffit donc, pour simuler deux générateurs de vapeur couplés, d'écrire le système d'équations défini plus haut pour chacun d'entre eux, sauf l'équation (17) qui a trait au dôme de vapeur et qui ne doit donc apparaître qu'une fois.

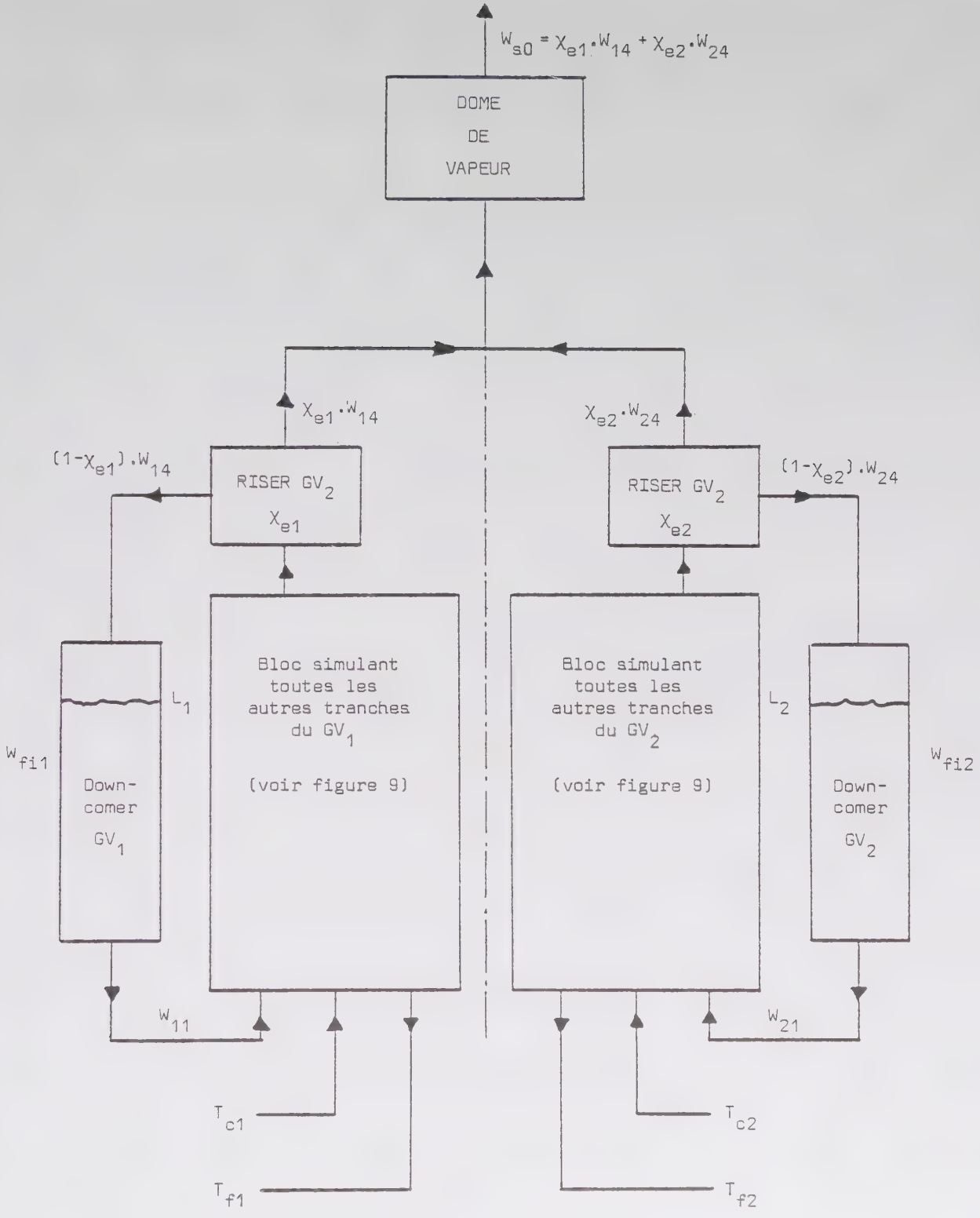


Fig. 29 - Couplage des deux générateurs de vapeur.

Ecrivons le bilan de masse dans le dôme de vapeur en tenant compte de deux générateurs :

Les débits qui y entrent sont les deux débits $\chi_{e1}W_{14}$ et $\chi_{e2}W_{24}$ provenant des deux risers. Le seul débit sortant est le débit vapeur qui va à la turbine. La variation de masse est fonction du niveau d'eau dans les deux générateurs

$$\frac{dM_s}{dt} = \chi_{e1}W_{14} + \chi_{e2}W_{24} - W_{so}$$

La masse M_s de vapeur est : $M_s = V_s \times \rho_g$ (ρ_g est identique pour les deux générateurs car la pression secondaire est la même)

$$V_s = V_{s1} + V_{s2}$$

$$V_{s1} = V_{s10} - kA_d\delta L_1$$

$$V_{s2} = V_{s20} - kA_d\delta L_2$$

k : conversion du niveau en mètres
A_d : section du downcomer
V_{s10} : volume de vapeur initial dans le G.V.1
V_{s20} : volume de vapeur initial dans le G.V.2.

D'où l'équation :

$$\frac{f\rho_g \times V_s}{dt} = \chi_{e1}W_{14} + \chi_{e2}W_{24} - W_{so}$$

$$V_s \frac{d\rho_g}{dt} + \rho_g \frac{dV_s}{dt} = \chi_{e1}W_{14} + \chi_{e2}W_{24} - W_{so}$$

Après linéarisation et passage aux petites variations :

$$V_{so} \left.\frac{\partial \rho_g}{\partial p_s}\right|_o \frac{d\delta p_s}{dt} - \rho_g kA_d \left(\frac{d\delta L_1}{dt} + \frac{d\delta L_2}{dt}\right) = \chi_{e1}\delta W_{14} + \chi_{e2}\delta W_{24} - \delta W_{so} \qquad (19)$$

Cette équation remplace donc l'équation (17) du système d'équations algébro-différentielles pour un générateur.

Le système global se décompose ainsi :

- équations (1) à (16)-(18) et (19) avec les paramètres du G.V. #1
- équation (20) du dôme de vapeur
- équations (1) à (16)-(18) et (19) avec les paramètres du G.V. #2

3. Suppression des équations algébriques.

Le système algébro-différentiel ainsi obtenu se compose de 29 équations différentielles du premier ordre et de 8 équations pouvant être mises sous forme algébrique correspondant aux variables W_1, W_2, W_3, W_4 pour chacun des générateurs de vapeur. Les dérivées de ces grandeurs n'apparaissant jamais dans le système, il nous est impossible d'intégrer ce système par les méthodes classiques. Plusieurs méthodes sont possibles pour supprimer ces grandeurs algébriques. Les rapports cités plus haut utilisent des méthodes matricielles qui présentent l'avantage de ne demander aucun calcul de préparation. Par contre, elles nécessitent des inversions de matrices de grandes dimensions ce qui augmente considérablement le temps de calcul. Pour éviter d'utiliser trop de mémoire et pour gagner du temps de calcul, nous avons préféré résoudre le système par la méthode de Cramer et remplacer dans les équations différentielles les grandeurs algébriques par leurs expressions.

Les deux générateurs de vapeur ne sont couplés que par la pression secondaire et par l'équation (20) qui définit le bilan de masse du dôme de vapeur. A part ces deux considérations, nous pouvons donc considérer deux blocs distincts d'équations, soit deux fois 18 équations algébro-différentielles, la dernière étant l'équation (20). Il nous faut donc éliminer les quatre variables δW_1, δW_2, δW_3, δW_4 dans un de ces blocs (il est bien évident que les calculs littéraux seront les mêmes pour l'autre bloc) et les remplacer dans les équations restantes par leurs expressions en fonction des autres variables.

Pour calculer les grandeurs δW_1, δW_2, δW_3, δW_4, il nous faut résoudre un système de quatre équations. Nous avons choisi les quatre équations suivantes : (13), (15), (18), (19). Elles peuvent se mettre sous la forme suivante :

$$\cdot\ A_1\delta W_1 + A_2\delta W_2 = B_1 \frac{d\delta L_{s1}}{dt} + B_2 \frac{d\delta T_d}{dt} = C_1$$

$$\cdot\ A_3\delta W_2 + A_4\delta W_3 = B_3 \frac{d\delta L_{s1}}{dt} + B_4 \frac{d\delta p_s}{dt} + B_5 \frac{d\delta \chi_e}{dt} = C_2$$

$$\cdot\ A_5\delta W_1 + A_6\delta W_3 = B_6\delta L + B_7\delta L_{s1} + B_8\delta p_s + B_9\delta \chi_e + B_{12}\delta T_d = C_3$$

$$\cdot\ A_7\delta W_3 + A_8\delta W_4 = B_{10} \frac{d\delta p_s}{dt} + B_{11} \frac{d\delta \chi_e}{dt} = C_4$$

Nous allons résoudre ce système de quatre équations à quatre inconnues δW_1, δW_2, δW_3, δW_4 par la méthode de Cramer. Le déterminant du système est : $\Delta = A_8(A_2A_4A_5 + A_1A_3A_6)$

$$\delta W_1 = \frac{\Delta_1}{\Delta} \quad \text{avec} \quad \Delta_1 = A_8(A_2A_4C_3 + A_6(A_3C_1 - A_2C_2))$$

$$\delta W_2 = \frac{\Delta_2}{\Delta} \quad \text{avec} \quad \Delta_2 = A_8(A_4(A_5C_1 - A_1C_3) + A_1A_6C_2)$$

$$\delta W_3 = \frac{\Delta_3}{\Delta} \quad \text{avec} \quad \Delta_3 = A_8(A_5(A_2C_2 - A_3C_1) + A_1A_3C_3)$$

$$\delta W_4 = \frac{\Delta_4}{\Delta} \quad \text{avec} \quad \Delta_4 = (A_1A_3A_6 + A_2A_4A_5)C_4 - A_1A_3A_7C_3 + A_5A_7(A_3C_1 - A_2C_2)$$

Une fois ces calculs faits pour chacun des générateurs de vapeur, il suffit de remplacer δW_{11}, δW_{12}, δW_{13}, δW_{14}, δW_{21}, δW_{22}, δW_{23} et δW_{24} par les expressions obtenues dans les équations concernées (y compris l'équation (20)). Le système final obtenu comporte 29 équations différentielles du premier ordre.

4. Calcul du régime statique.

Il est nécessaire de calculer les données du régime statique avant de passer à l'étude de transitoires. Pour le générateur de vapeur, nous avons choisi d'imposer les données statiques du côté secondaire et d'en déduire les caractéristiques du côté primaire.

Les grandeurs connues sont :

- W_p : débit primaire
- T_{sat} : température de saturation
- T_{eau} : température de l'eau alimentaire
- Q_{eau} : débit d'eau alimentaire (égal au débit vapeur) qui nous permet de calculer :
  - Q_B : puissance transférée en zone bouillante
  - Q_{NB} : puissance transférée en zone non-bouillante
- h_1 : coefficient d'échange thermique global en zone non-bouillante
- h_2 : coefficient d'échange thermique global en zone bouillante
- W_1 : débit de recirculation

Les inconnues sont (voir figure 30) :

- les puissances échangées : Q_1, Q_2, Q_3, Q_4
- la cote bouillante L_{s1} et L_{s2} qui est égal à la longueur des tubes dans la zone non bouillante
- les températures primaires : T_c, T_{p1}, T_{p2}, T_{p3}, T_{p4}

Les bilans d'énergie de chaque tranche s'écrivent :

$$Q_1 = W_p C_{p1} (T_c - T_{p1})$$

$$Q_1 = \frac{h_1 L_{s1}}{2} (T_c + T_{p1} - T_d - T_{sat})$$

$$Q_4 = W_p C_{p1} (T_{p3} - T_{p4})$$

$$Q_4 = \frac{h_1 L_{s1}}{2} (T_{p3} + T_{p4} - T_d - T_{sat})$$

$$Q_2 = W_p C_{p1} (T_{p1} - T_{p2})$$

$$Q_2 = \frac{h_2 L_{s2}}{2} (T_{p1} + T_{p2} - 2T_{sat})$$

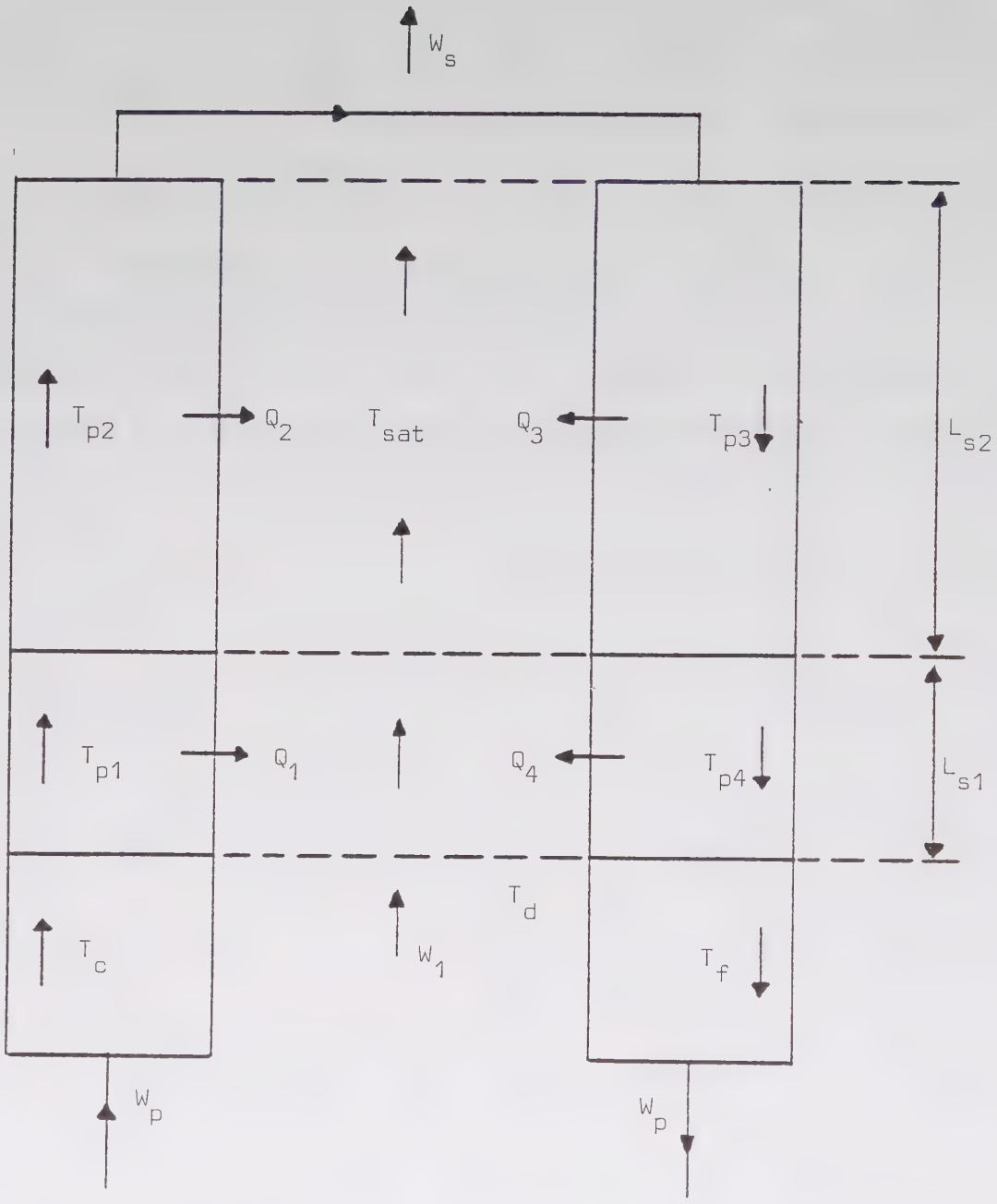


Fig. 30 - Régime statique d'un générateur de vapeur.

$$Q_3 = W_p C_{p1} (T_{p2} - T_{p3})$$

$$Q_3 = \frac{h_2 L_{s2}}{2} (T_{p2} + T_{p3} - 2T_{sat})$$

$$Q_2 + Q_3 = Q_B$$

$$Q_1 + Q_4 = Q_{NB}$$

On obtient donc un système de 10 équations non-linéaires que nous allons résoudre par une méthode itérative. On se donne une valeur de L_{s1}. On résoud le système précédent moins la dernière équation, qui se compose alors de 9 équations à 9 inconnues (Q_1, Q_2, Q_3, Q_4 T_{pi}, T_{p1}, T_{p2}, T_{p3}, T_{p4}) et qui est résolu de façon matricielle. A partir des valeurs obtenues, on vérifie si la dernière équation est satisfaite (avec une erreur relative de 0,1%) :

$$Q_1 + Q_4 - Q_{NB} \leq 10^{-3} Q_{NB}.$$

Si cette égalité n'est pas vérifiée, on modifie L_{s1} en fonction de l'erreur commise, puis on résoud de nouveau le système d'équations linéaires, et ainsi de suite jusqu'à l'obtention d'une solution satisfaisant cette inégalité. Le nombre maximum d'itérations est fixé à 20. Si le résultat n'est pas trouvé un message d'erreur est imprimé.

Annexe III

SIMULATION DES TABLES DE L'EAU

La modélisation du générateur de vapeur ou du pressuriseur fait intervenir les propriétés thermodynamiques de l'eau et de la vapeur. Celles-ci s'expriment, dans le cas général, par des fonctions complexes liant la température, la pression, les enthalpies de l'eau et de la vapeur et les volumes massiques de l'eau et de la vapeur. Ces fonctions sont calculées pour des valeurs tabulées de la pression et de la température. Plutôt que de stocker ces tables dans des fichiers et de faire une interpolation linéaire entre deux valeurs exactes nous avons préféré approximer les fonctions thermodynamiques par des polynômes d'ordre inférieur à 4. Cette méthode nous permet de calculer les dérivées partielles par rapport à la pression ou à la température de façon formelle. De façon à obtenir des approximations précises, nous avons limité les domaines de variation des grandeurs considérées. Les intervalles considérés correspondent au fonctionnement en puissance d'une centrale nucléaire, entre 0 et 100% de la puissance nominale. On suppose que la pression primaire varie dans les limites "Alarme pression haute-Alarme pression basse". Les intervalles de variation sont regroupés dans le tableau ci-dessous :

Grandeur	Valeur minimale	Valeur maximale
Pression primaire	140 bars	170 bars
Température branche froide	280°C	290°C
Température branche chaude	280°C	330°C
Pression secondaire	50 bars	75 bars

Pour calculer les approximations polynômiales, nous avons utilisé un programme de la bibliothèque mathématique du Système 45 de chez Hewlett-Packard. Ce programme est basé sur la méthode des moindres carrés, dans le cas d'une régression polynômiale [28]. Si l'on dispose de n+1 observations (x_i, y_i), on peut calculer un polynôme sous la forme : $P_m(x) = a_o + a_1 x + \ldots + a_m x^m$. On va calculer les coefficients a_i de façon à minimiser la somme des carrés des résidus, soit Q qui s'exprime par la formule :

$$Q = \sum_{i=o}^{n} (P_m(x_i) - y_i)^2$$

Le choix optimal des coefficients s'obtient en annulant les dérivées partielles de Q par rapport aux a_j. On obtient alors un système de n+1 équations à n+1 inconnues a_j.

Par exemple, pour un polynôme de degré 2, soit $P_2(x) = a_o + a_1 x + a_2 x^2$, ce système d'équations est le suivant :

$$(n+1)a_o + \Sigma x_i a_1 + \Sigma x_i^2 a_2 = \Sigma y_i$$

$$\Sigma x_i a_o + \Sigma x_i^2 a_1 + \Sigma x_i^3 a_2 = \Sigma x_i y_i$$

$$\Sigma x_i^2 a_o + \Sigma x_i^3 a_1 + \Sigma x_i^4 a_2 = \Sigma x_i^2 y_i$$

Nous donnons ci-dessous les polynômes obtenus pour toutes les fonctions thermodynamiques simulées, ainsi que les courbes correspondant aux expressions calculées, d'une part pour le pressuriseur, d'autre part pour le générateur de vapeur.

Pressuriseur :

Enthalpie massique de l'eau à saturation :

$$H_{ls} = 3{,}78\ E\text{-}3 \times P^2 + 2{,}80 \times P + 1104{,}9$$

Enthalpie massique de la vapeur à saturation :

$$H_{vs} = -1{,}46\ E\text{-}1 \times P^2 + 1{,}49 \times P + 2718{,}5$$

Volume massique de l'eau à saturation :

$$V_{ls} = 2{,}974\ E\text{-}5 \times P^2 - 3{,}94\ E\text{-}3 \times P + 1{,}58$$

Volume massique de la vapeur à saturation :

$$V_{vs} = 5{,}58\ E\text{-}4 \times P^2 - 0{,}277 \times P + 39{,}31$$

Volume massique de l'eau hors saturation :

$$V_l = 1,71\ E\text{-}6 \quad H_l^2 - 4,08\ E\text{-}3 \quad H_l + 3,79$$

Volume massique de la vapeur hors saturation :

$$V_v = V_{vs} + (-1,71\ E\text{-}4 \times P^2 + 3,83\ E\text{-}3 \times P - 4,74\ E\text{-}3) \times (H_V - H_{vs})$$

Générateur de vapeur :

Enthalpie de l'eau du circuit primaire :

$$H_{eau} = 1,59\ E\text{-}2 \times T^2 - 4,01 \times T + 110,5$$

Volume massique de l'eau primaire :

$$V_{eau} = 4,06\ E\text{-}5 \times T^2 - 2,03\ E\text{-}2 \times T + 3,801$$

Chaleur spécifique de l'eau primaire :

$$C_{p1} = 9,27\ E\text{-}4 \times T^2 - 0,53 \times T + 79,74$$

Température de saturation du secondaire :

$$T_{sat} = -6,5\ E\text{-}3 \times P^2 + 1,88 \times P + 186,34$$

Enthalpie massique de la vapeur à saturation :

$$H_{vs} = 2,22\ E\text{-}5 \times P - 1,56\ E\text{-}2 \times P^2 + 0,59 \quad P + 2801$$

Enthalpie massique de l'eau à saturation :

$$H_{ls} = -2,54\ E\text{-}2 \times P^2 + 8,69 \times P + 783,55$$

Volume massique de l'eau à saturation :

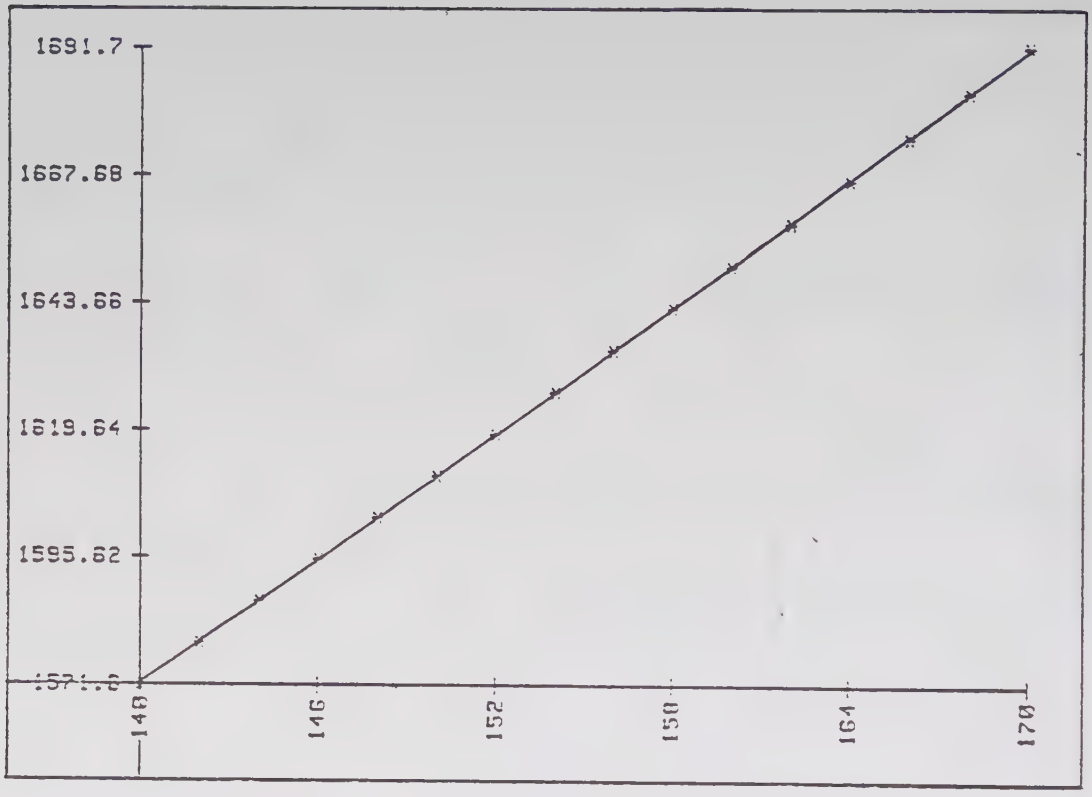
$$V_{ls} = -6,43\ E\text{-}7 \times P^2 + 3,35\ E\text{-}3 \times P + 1,12$$

Volume massique de la vapeur à saturation :

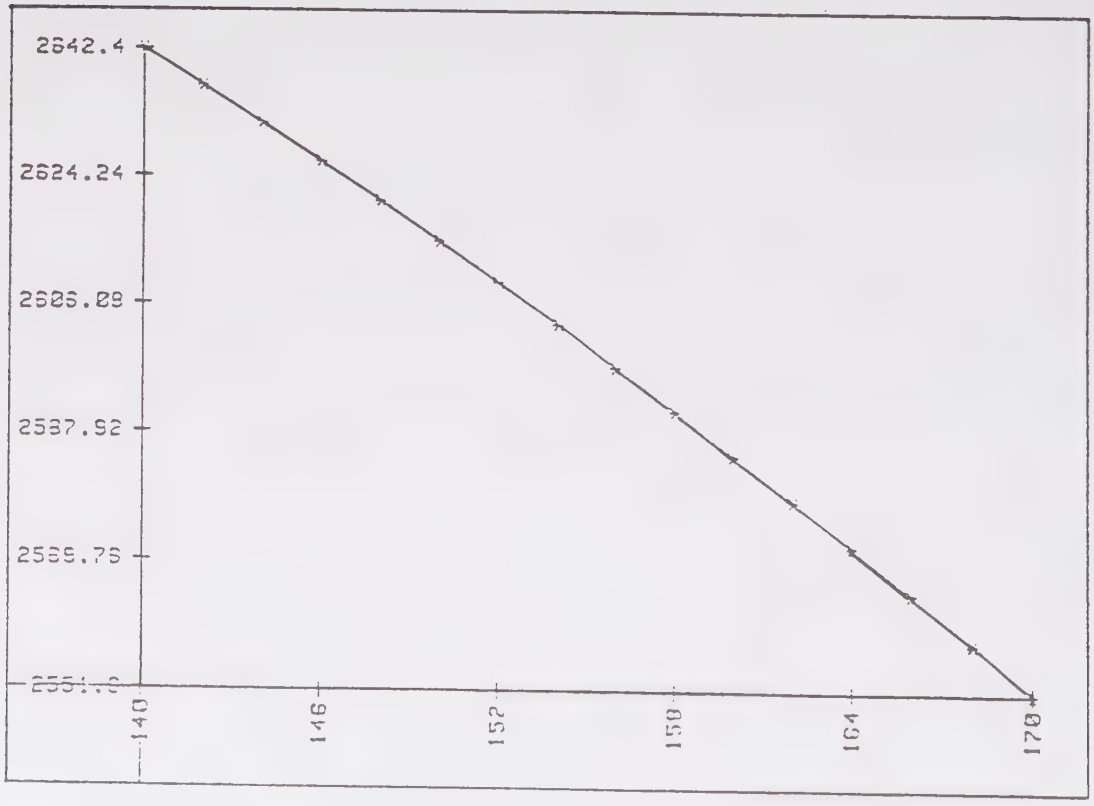
$$V_{vs} = 8,69\ E\text{-}3 \times P^2 - 1,65 \times P + 99,95$$

Chaleur spécifique de l'eau secondaire :

$$C_{p2} = 8,97\ E\text{-}5 \times P^2 + 7,84\ E\text{-}3 \times P + 4,42.$$

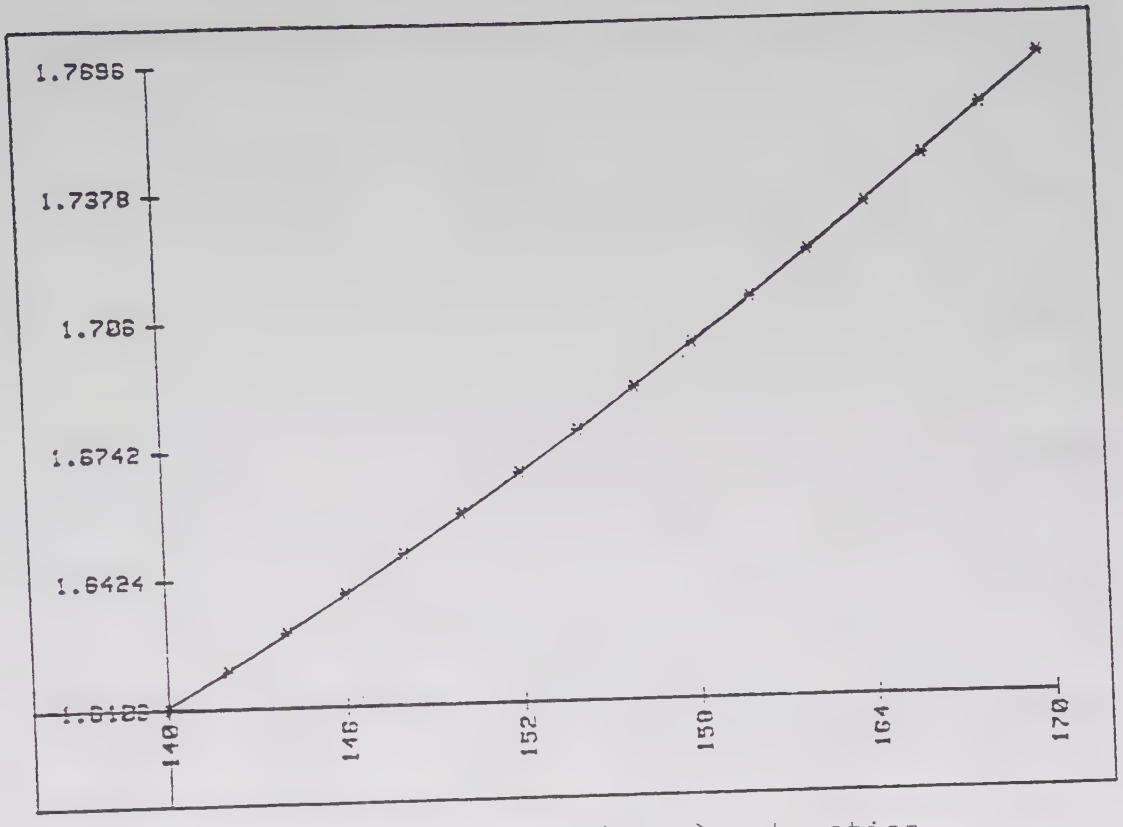


Enthalpie massique à saturation de l'eau

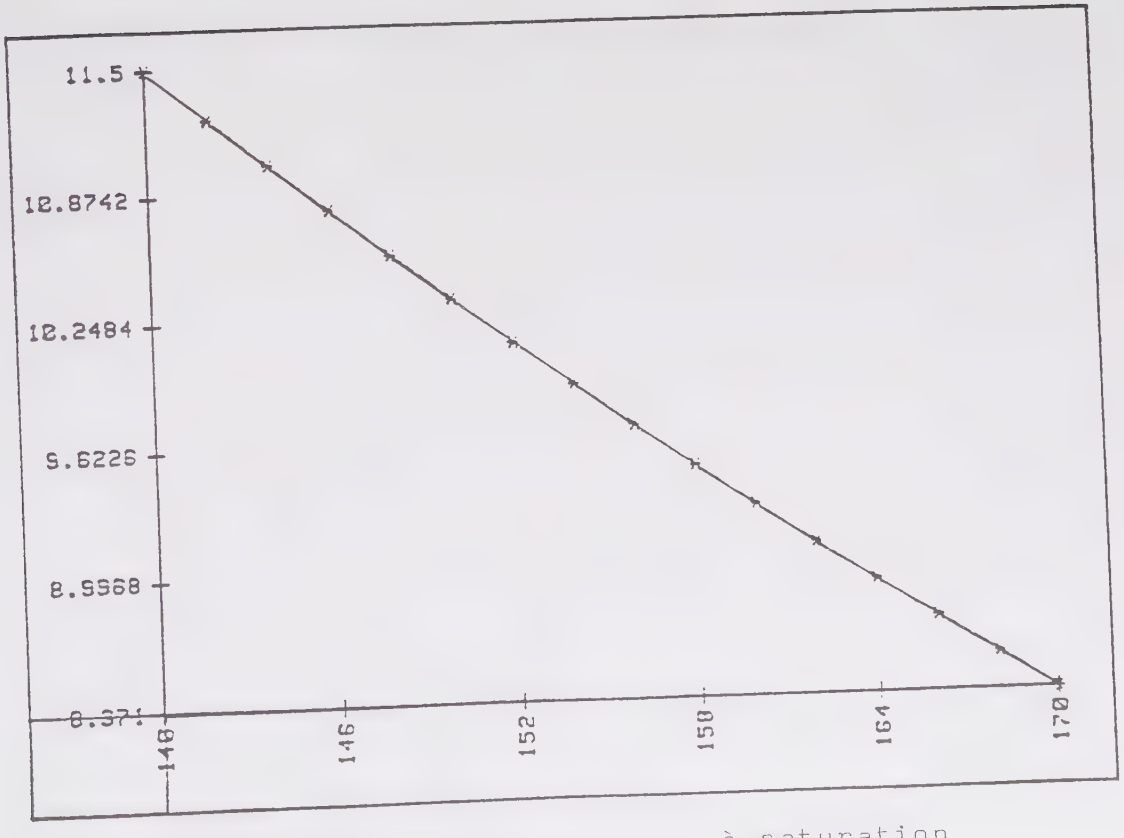


Enthalpie massique à saturation de la vapeur

Fig. 31 - Fonctions thermodynamiques du pressuriseur.

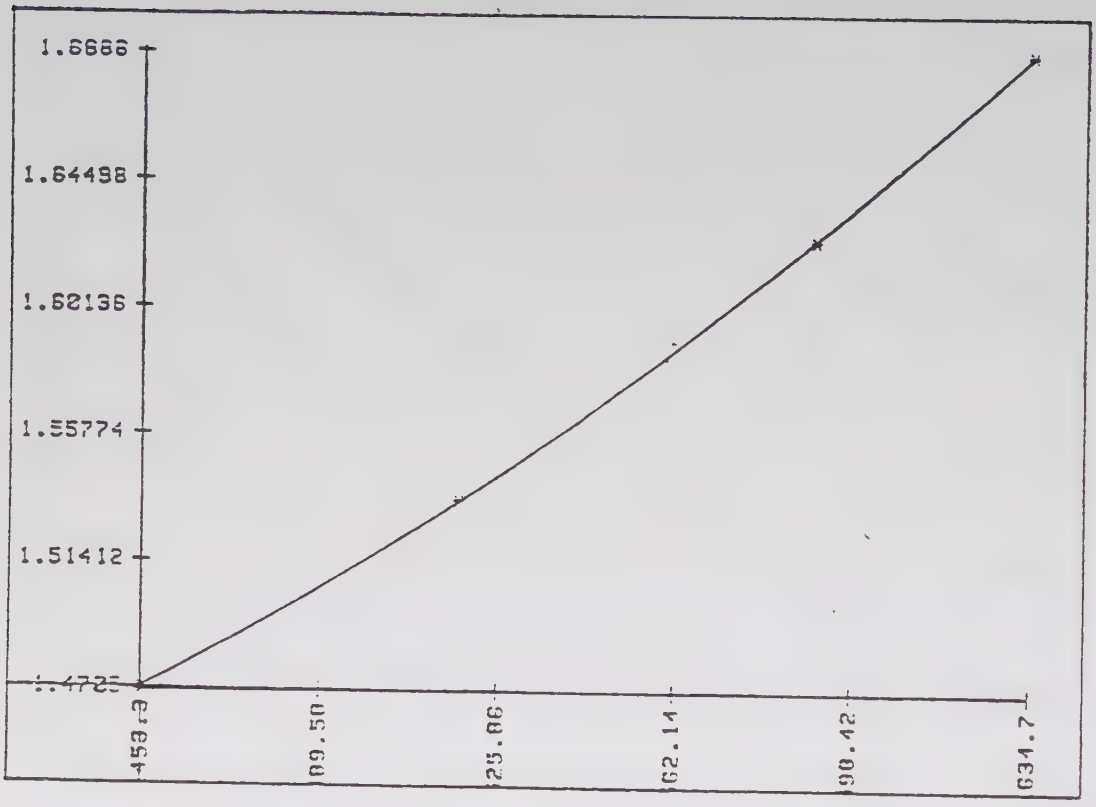


Volume massique de l'eau à saturation

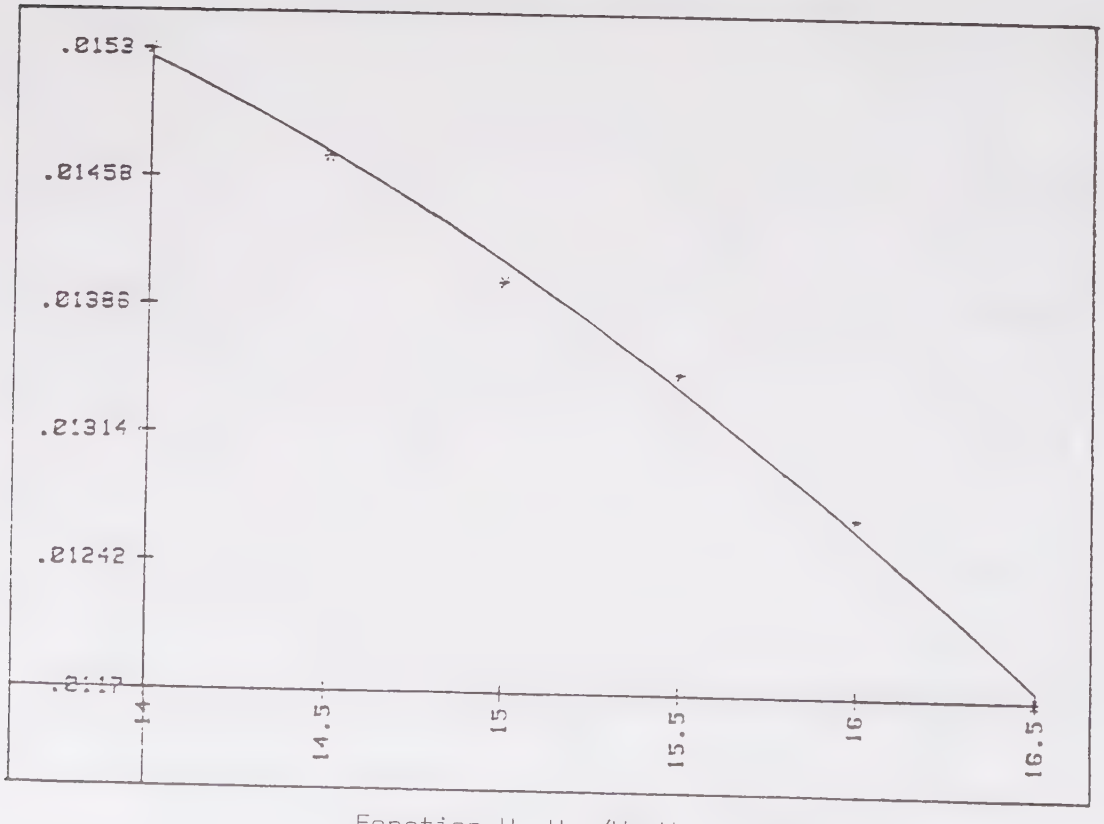


Volume massique de la vapeur à saturation

Figure 31 (suite)

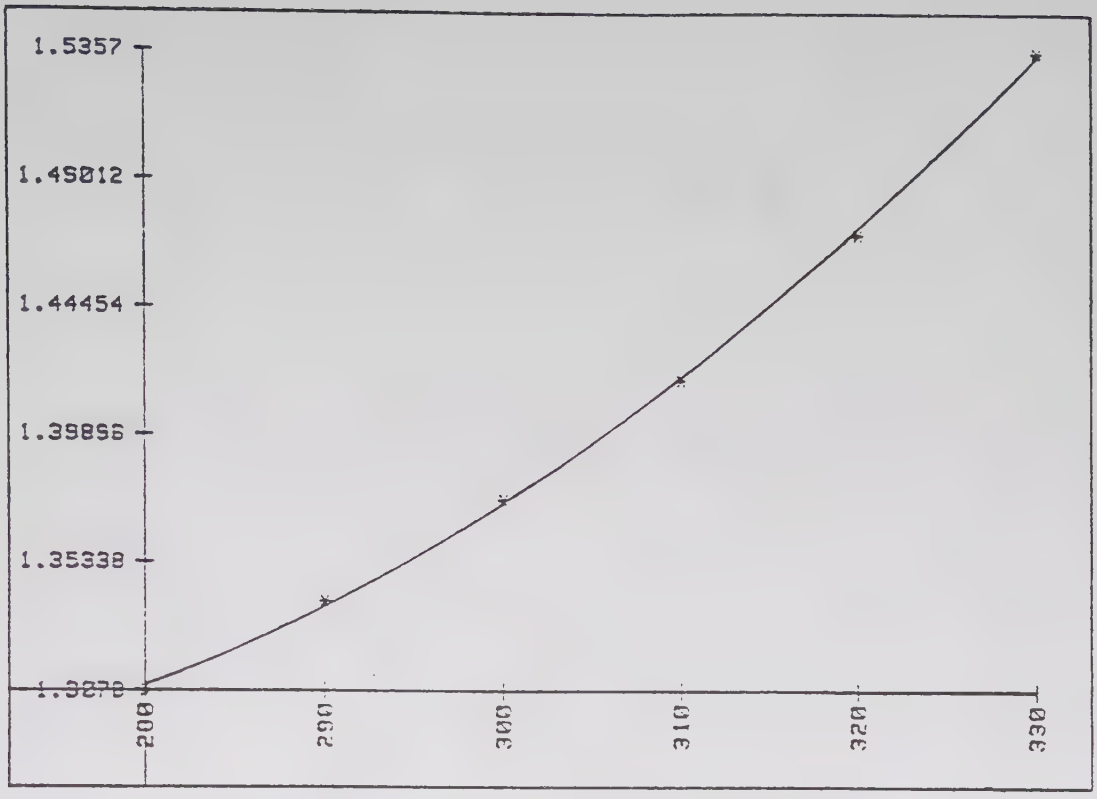


Volume massique de l'eau

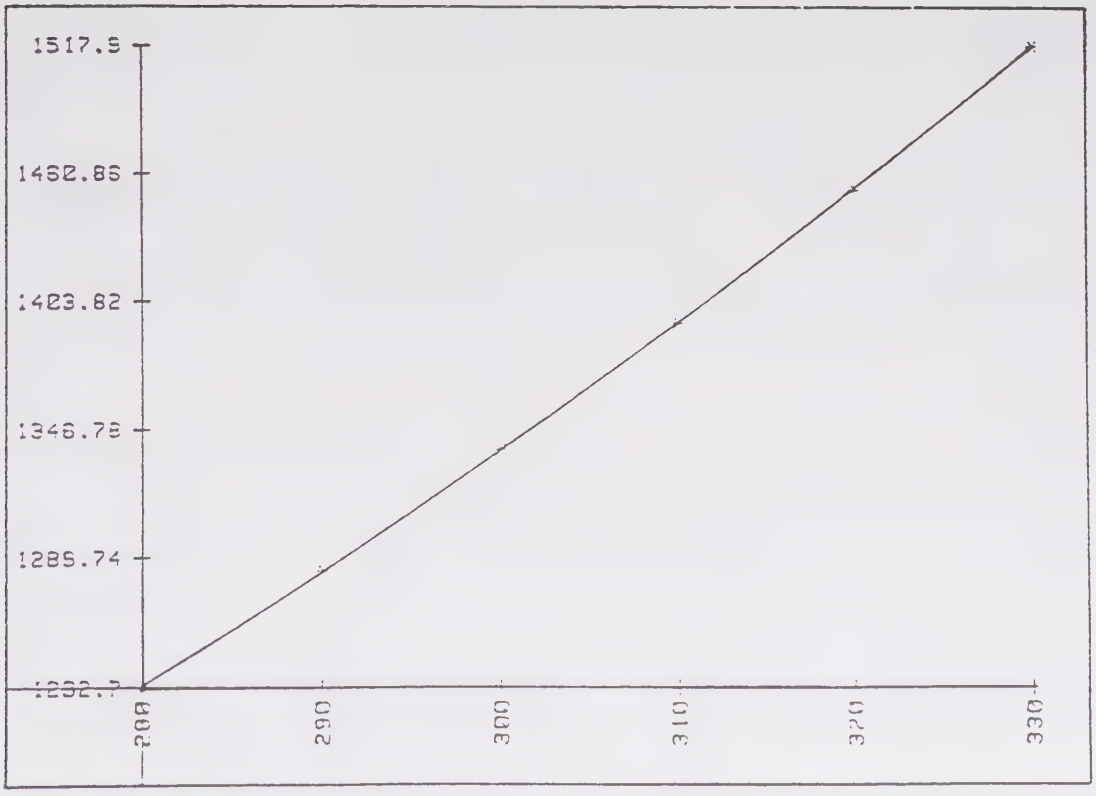


Fonction $H_v - H_{vs} / V_v - V_{vs} = f(P)$

Figure 31 (suite)

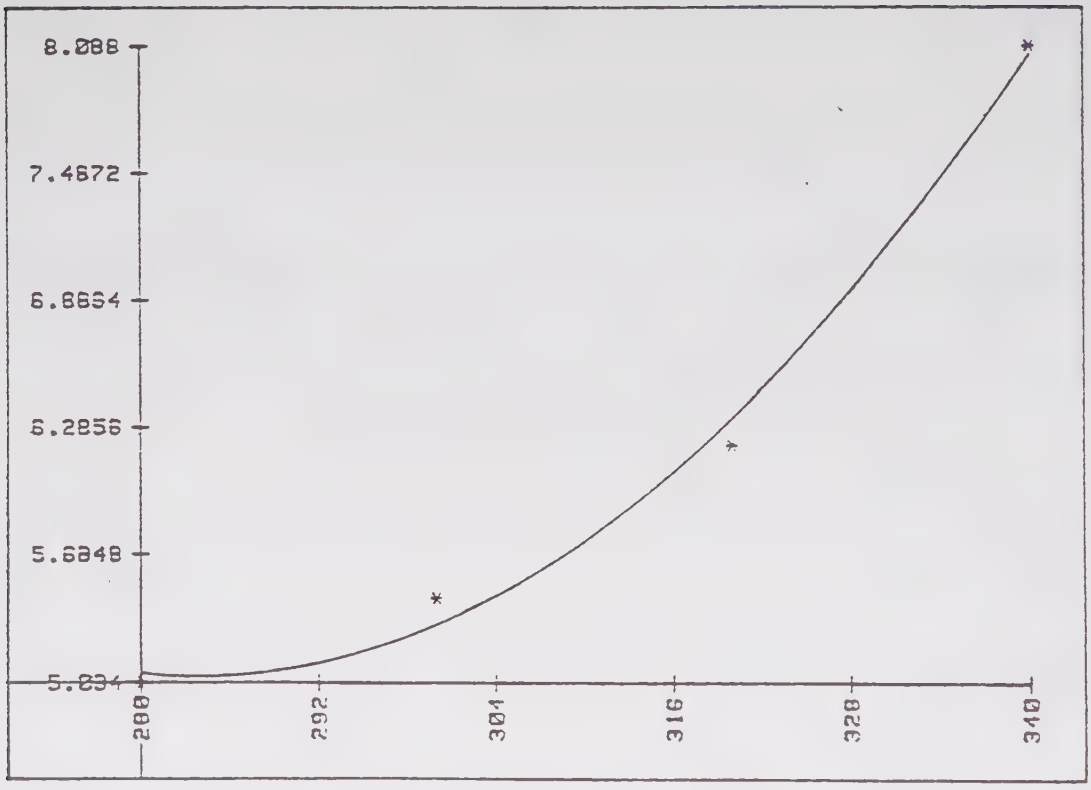


Volume massique de l'eau primaire



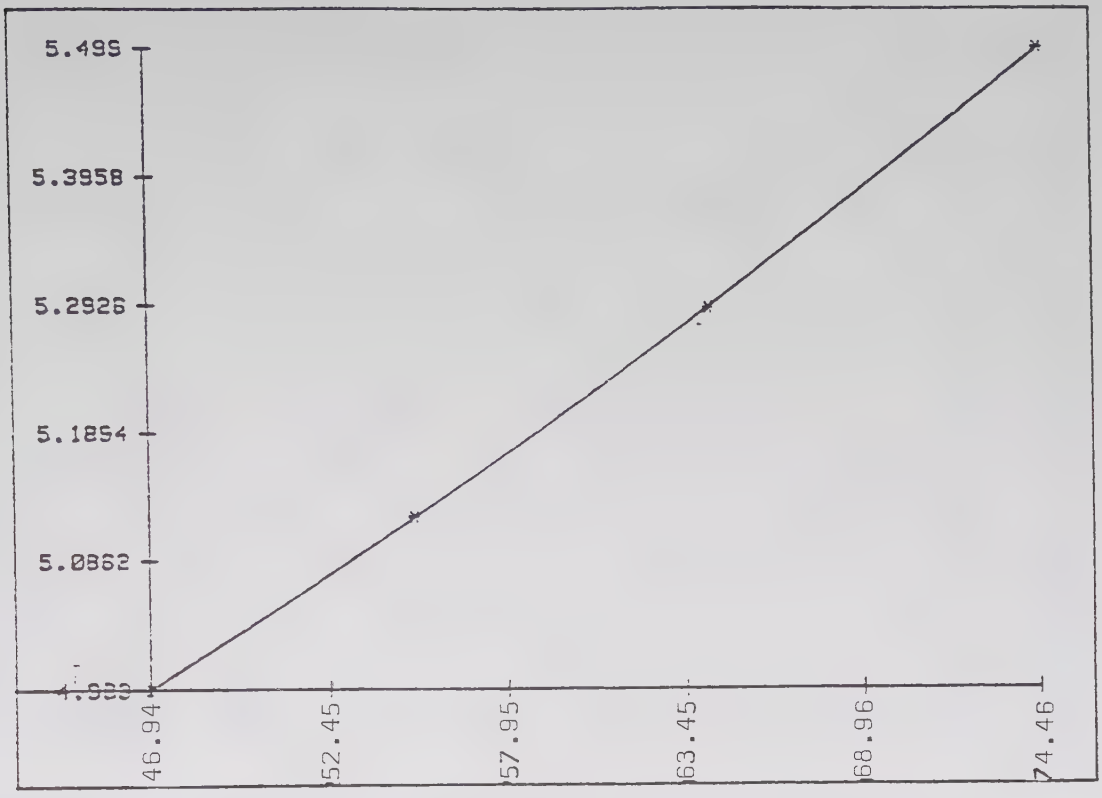
Enthalpie massique de l'eau primaire

Fig. 32 - Fonctions thermodynamiques du générateur de vapeur.

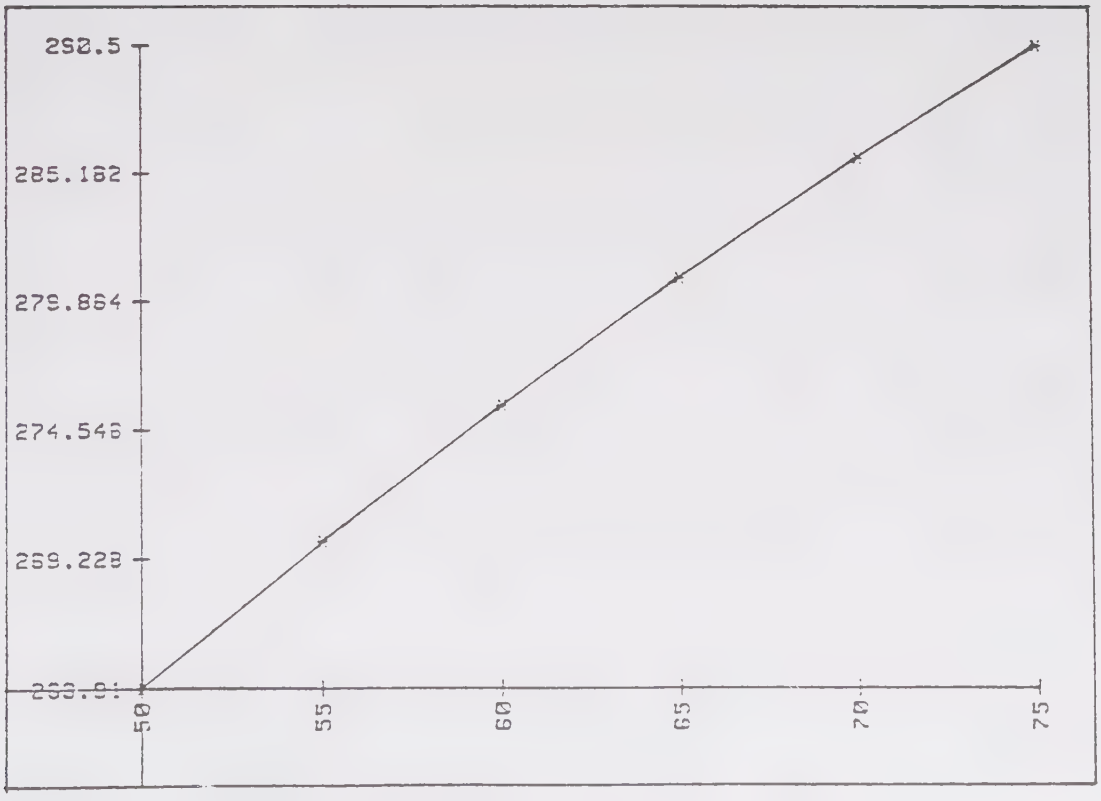


Chaleur spécifique de l'eau primaire

Figure 32 (suite)

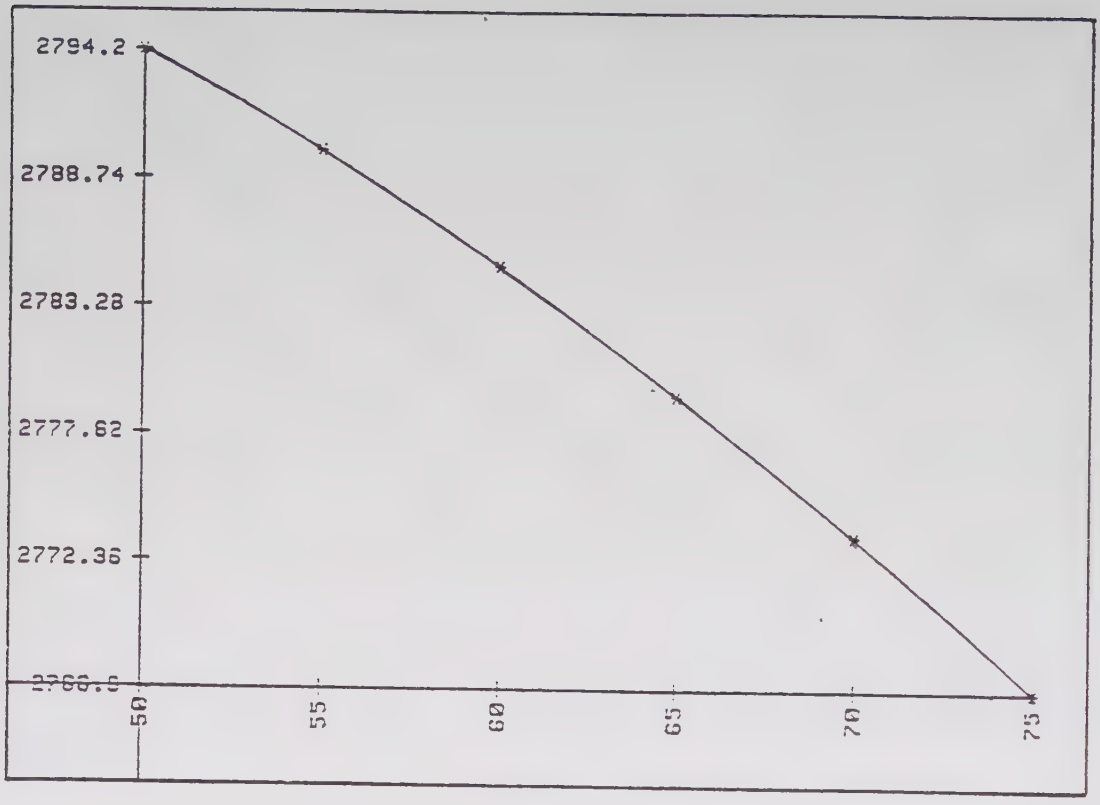


Chaleur spécifique de l'eau secondaire

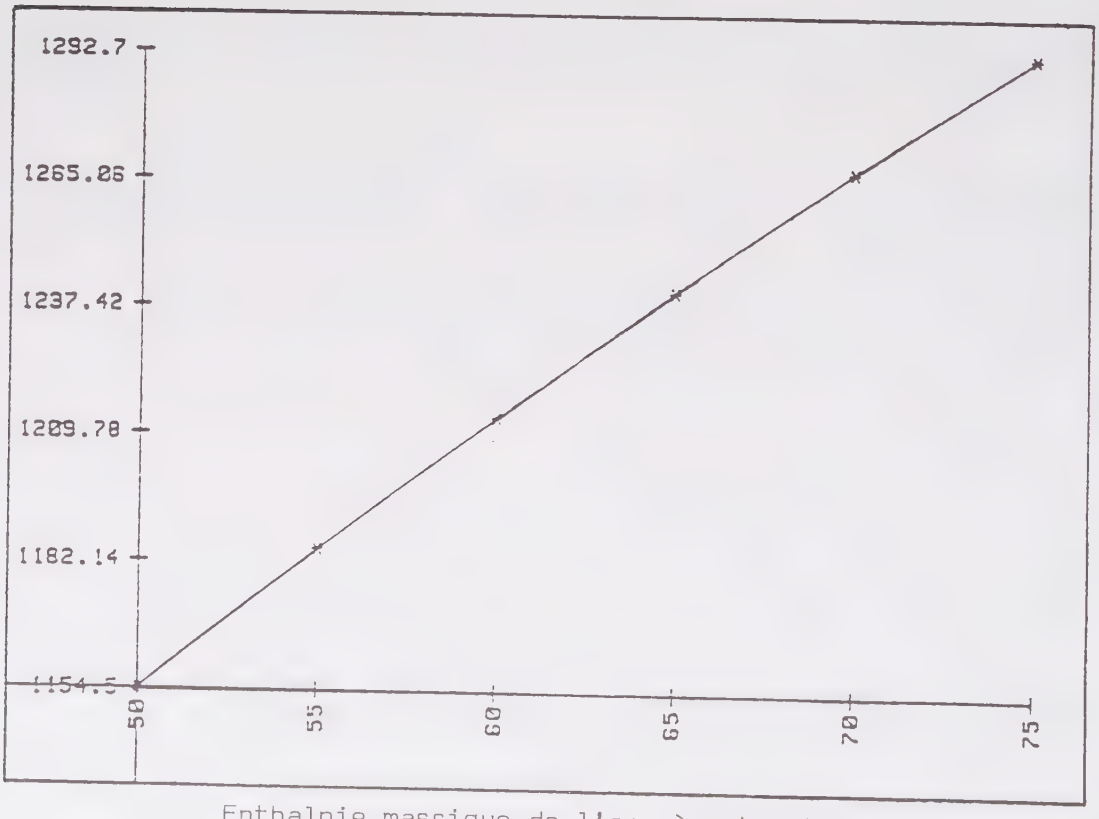


Température de saturation de l'eau secondaire

Figure 32 (suite)

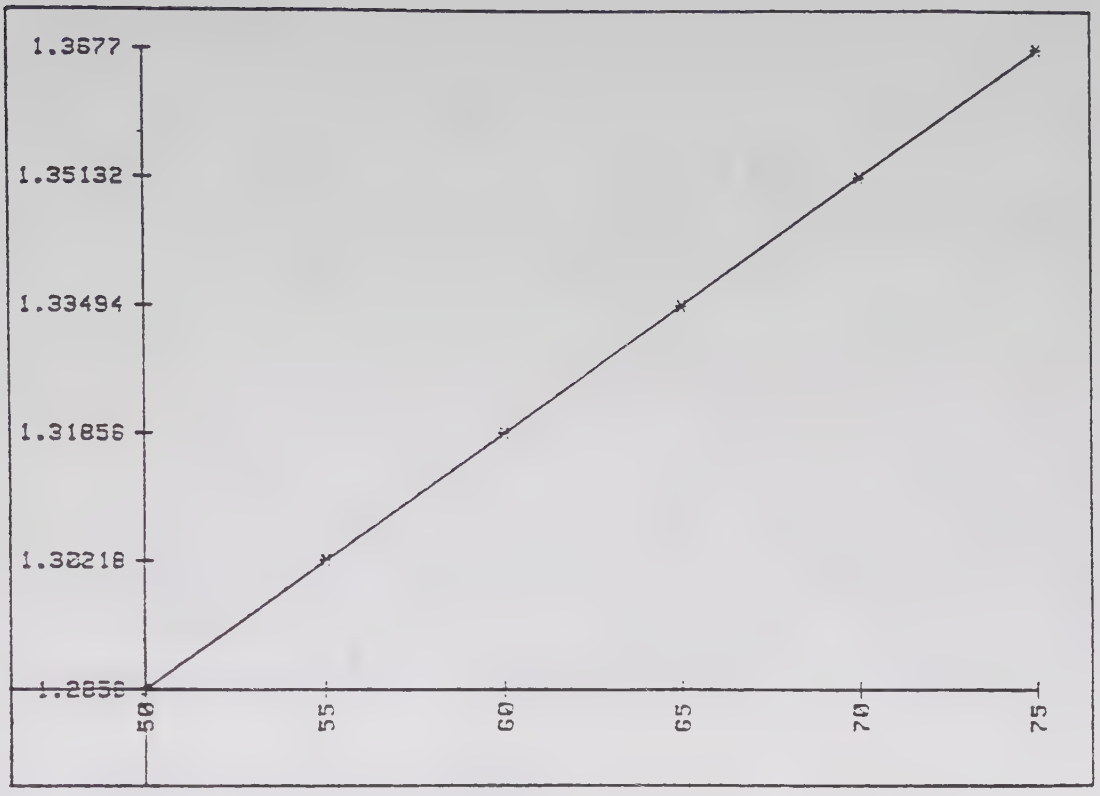


Enthalpie massique de la vapeur à saturation

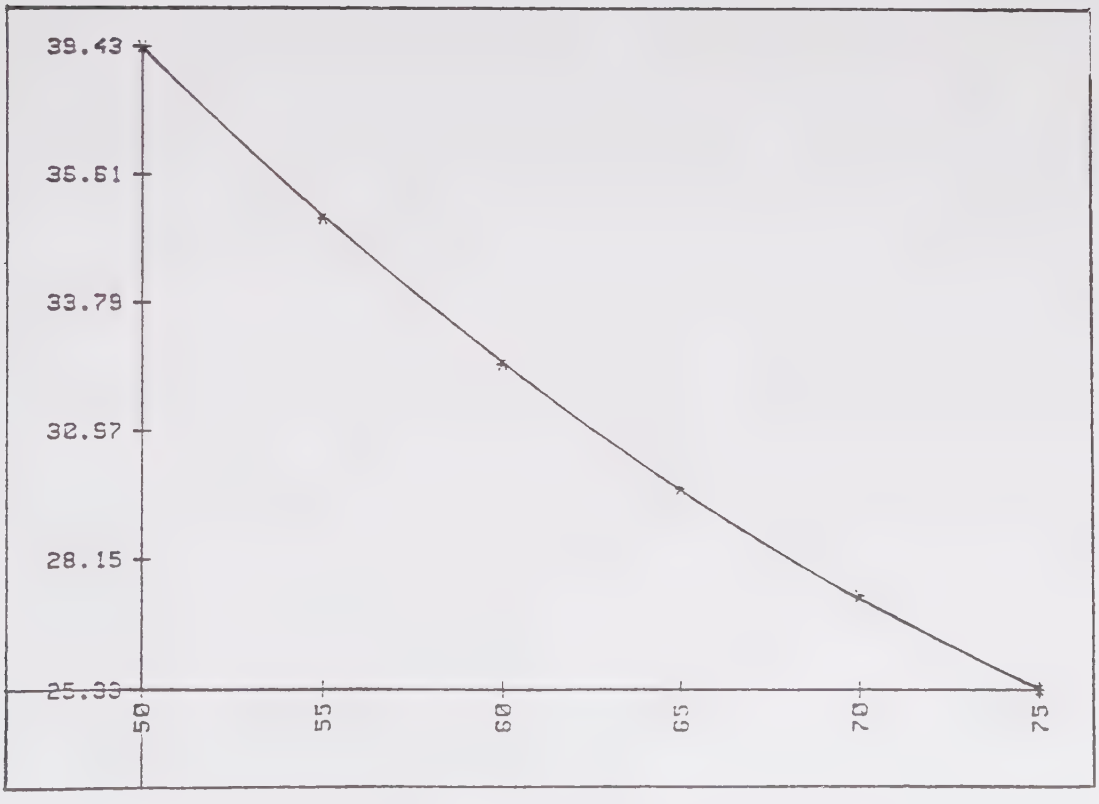


Enthalpie massique de l'eau à saturation

Figure 32 (suite)



Volume massique de l'eau à saturation



Volume massique de la vapeur à saturation

Figure 32 (suite)

Annexe IV

LOGICIEL POUR LES ENTREES-SORTIES ANALOGIQUES, NUMERIQUES ET GRAPHIQUES.

Pour utiliser ces différents périphériques, il nous a fallu écrire des sous-programmes de gestion, permettant un couplage relativement aisé entre le sous-programme d'intégration et le pupitre de commande.

Nous décrivons brièvement ces sous-programmes ci-dessous :

1. Les entrées-sorties analogiques.

Le constructeur fournit une bibliothèque de sous-programmes permettant de faire des acquisitions analogiques de diverses façons (en mode séquentiel ou aléatoire), avec un gain programmable ou de sortir des valeurs analogiques sur une ou plusieurs voies.

Ces sous programmes sont trop compliqués pour l'usage que nous voulons en faire : nous les avons adapté à notre cas en choisissant les caractéristiques suivantes :

- *Entrées* :

  . gain du convertisseur : 1 (possibilité d'entrer des signaux entre -10 V et +10 V) ;

  . résolution du convertisseur : 11 bits + signe ;

  . fréquence d'acquisition : 10 kHz ;

  . mode d'acquisition aléatoire.

L'appel du sous-programme d'acquisition d'une valeur analogique se réduit alors à la séquence suivante (en Fortran) :

```
CALL AIRD (Ivoie, Anal)
```

où Ivoie désigne le n° de la voie à scruter,
Anal contient la valeur analogique acquise.

- *Sorties* :

. sortie d'une valeur analogique et maintien de cette valeur jusqu'à une nouvelle activation de cette voie.

L'appel du sous-programme est alors le suivant :

CALL AORD (Ivoie, Anal)

où Ivoie désigne le n° de la voie à scruter,
Anal contient la valeur analogique à sortir.

2. Les entrées-sorties numériques.

Le sous-programme d'entrée en mode aléatoire d'une valeur provenant des entrées tout ou rien, fourni par le constructeur, est directement utilisable. La séquence d'appel est :

CALL DI (INV, JTAB, KTAB, IER)

où : INV désigne le nombre d'entrées à scruter,

JTAB est un tableau permettant de définir : l'adresse de la chaîne, et le n° de la première voie à lire,

KTAB est un tableau où sont rangées les valeurs acquises,

IER est le code de retour.

Le problème posé par les sorties est plus gênant, car ces sorties ne sont pas adressables une à une mais seize par seize. Il faut donc, si l'on veut modifier une seule sortie, reconstituer l'état des quinze autres sorties. Pour cela, nous avons dû créer des masques, permettant d'agir sur une sortie à la fois.

Le sous-programme ainsi défini est appelable par la séquence :

CALL DOL (Ivoie, Ival)

où Ivoie désigne le n° de la voie à modifier,
Ival contient la valeur à sortir (0 ou 1)

3. Les sorties graphiques.

Nous disposons de trois périphériques graphiques, déjà décrits par ailleurs. La console de visualisation monochromatique et la table traçante seront gérées par les mêmes sous-programmes. La console de visualisation couleur qui permet d'afficher quatre courbes simultanément aura son propre logiciel de commande.

- *Console de visualisation monochromatique et table traçante* :

Pour ces deux périphériques, nous avons écrit plusieurs sous-programmes en Fortran permettant de tracer des courbes pendant l'intégration. Ces sous-programmes servent, entre autres :

. à définir la taille physique de la courbe (LOCATE),
. à indiquer l'échelle choisie par l'utilisateur (SCALE),
. à tracer le cadre (FRAME),
. à graduer les axes (AXES),
. à déplacer la plume levée (MOVE),
. à déplacer la plume baissée (DRAW),
. à inscrire un titre (TITRE),
. à inscrire les échelles (ECHEL).

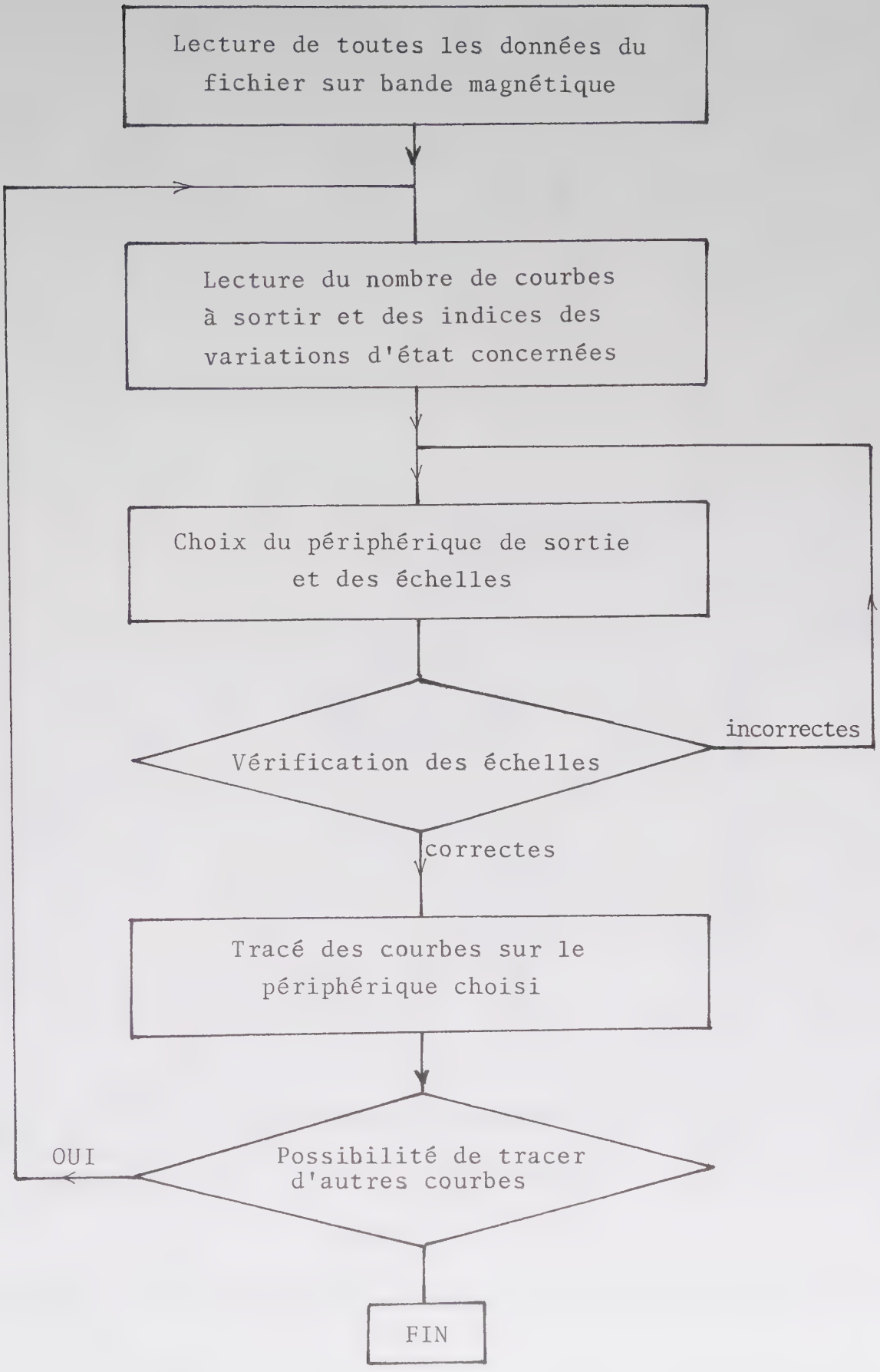
- *Console de visualisation couleur* :

Les sous-programmes définis dans ce cas sont équivalents aux précédents. Il s'y ajoute la possibilité de tracer quatre courbes simultanément sur l'écran, sans rafraîchissement de l'image, et pendant l'exécution du programme.

4. Programme annexe de visualisation de toutes les grandeurs simulées.

Pendant un cas de simulation les valeurs des 67 variables d'état sont stockées sur des fichiers sur bande magnétique de façon séquentielle. Or, l'évolution de toutes ces variables n'est pas visualisée pendant l'étape d'intégration, car cela ralentirait considérablement le temps d'exécution. En effet, il faudrait retracer les courbes complètes à chaque pas. Ce n'est donc pas envisageable.

Nous avons donc développé un programme annexe qui permet, après une simulation, de visualiser l'évolution des grandeurs choisies. Ce programme permet en outre de ne pas avoir à refaire une intégration si l'on veut suivre plus de six grandeurs ou si, pendant la simulation, d'autres grandeurs que celles choisies au départ se révèlent intéressantes. Le tracé s'effectue ou sur une console de visualisation Tektronix 4012 à laquelle est connecté un système de hard-copy permettant la recopie sur papier de l'écran ou sur une table traçante Tektronix 4662. L'organigramme de ce programme est décrit ci-après. A titre d'exemple, nous donnons une courbe obtenue sur table traçante par cette méthode.



ORGANIGRAMME DU PROGRAMME DE TRACE DES COURBES

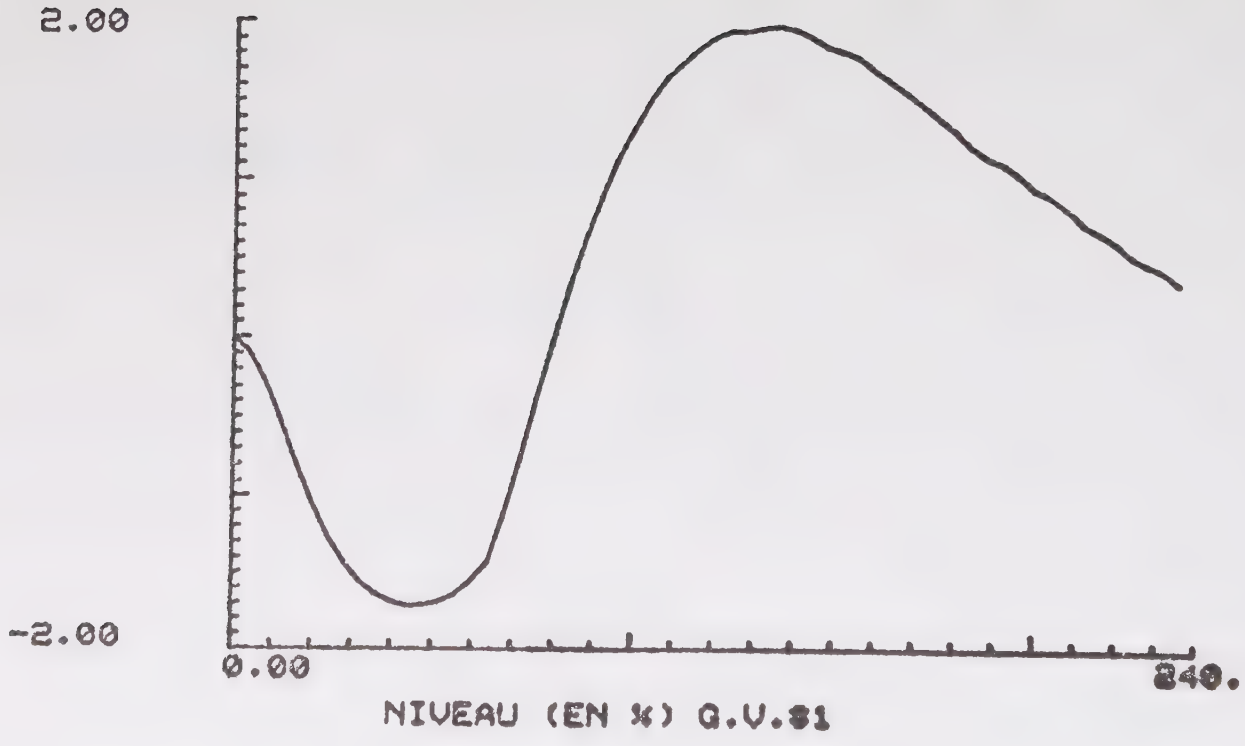
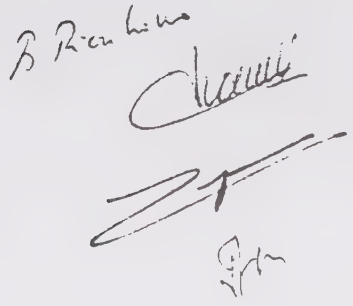


Fig. 33 - Exemple de courbe obtenue sur table traçante.

Vu et approuvé

ORSAY, le 29 juin 1981

Les Membres du Jury